

## **CHAPITRE 19**

### **RÉDUCTION DES RISQUES**

#### **19.1 ETUDES RRC-A**

#### **19.2 ETUDES ACCIDENTS GRAVES**

#### **19.3 ÉTUDES SPÉCIFIQUES**

#### **19. ANNEXE19A CODES DE CALCUL UTILISÉS DANS LE CHAPITRE 19**

#### **19. ANNEXE19B CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A - JEU D'HYPOTHÈSES INTERMÉDIAIRES**

## **19.1 ETUDES RRC-A**

### **19.1.0 HYPOTHÈSES ET EXIGENCES POUR L'ANALYSE DE SÛRETÉ**

### **19.1.1 CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A**

### **19.1.2 PRÉSENTATION DES DISPOSITIONS ET CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A**

### **19.1.3 SÉQUENCES RCC-A**

### **19.1.4 CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES**

## SOMMAIRE

<b>.19.1.0 HYPOTHÈSES ET EXIGENCES POUR L'ANALYSE DE SÛRETÉ . . .</b>	<b>2</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2. NOTIONS DE BASE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>3. IDENTIFICATION DES DISPOSITIONS RRC-A . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3.1. IDENTIFICATION DES DISPOSITIONS RRC-A POTENTIELLES . . .</b>	<b>3</b>
<b>3.2. IDENTIFICATION DES SÉQUENCES FONCTIONNELLES ASSOCIÉES AUX DISPOSITIONS POTENTIELLES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3.3. DÉTERMINATION DES DISPOSITIONS RRC-A . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4. DÉFINITION DE LA LISTE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5. RÈGLES D'ÉTUDE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A</b>	<b>5</b>
<b>5.1. CRITÈRES D'ACCEPTABILITÉ . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>5.2. TAUX DE COUVERTURE DES ÉTUDES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>5.3. CONDITIONS INITIALES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>5.4. ÉTAT FINAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.5. RÈGLES RELATIVES À L'UTILISATION DES SYSTÈMES ET MATÉRIELS – HYPOTHÈSES DE DÉFAILLANCE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.6. MODALITÉS DE PRISE EN COMPTE DES ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>6</b>

## .19.1.0 HYPOTHÈSES ET EXIGENCES POUR L'ANALYSE DE SÛRETÉ

### 1. INTRODUCTION

La catégorie RRC-A est considérée dans la démonstration de sûreté en complément des conditions de fonctionnement de référence (PCC), dans une démarche de réduction du risque prenant en compte en particulier des conditions de fonctionnement avec défaillances multiples. Ces conditions de fonctionnement RRC-A font appel à des dispositions particulières de conception, appelées dispositions RRC-A, destinées à rendre acceptables les conséquences de telles conditions de fonctionnement.

L'identification des conditions de fonctionnement RRC-A et des dispositions RRC-A associées est basée essentiellement sur l'utilisation des Etudes Probabilistes de Sûreté (EPS, cf. chapitre 18 du Rapport de Sûreté).

### 2. NOTIONS DE BASE

#### Contour du domaine RRC-A

Le domaine RRC-A concerne :

- les événements d'origine interne (hors agression) affectant la chaudière ou le combustible présent dans la piscine de désactivation du BK,
- les transitoires de perte long terme des alimentations électriques externes et de perte long terme de la source froide.

#### Disposition RRC-A

Une disposition RRC-A est un système, un dispositif ou une fonction spécifique, [], introduit dans la conception afin de traiter des situations accidentelles non couvertes par l'analyse des conditions de fonctionnement PCC et permettant de réduire des risques significatifs. Il s'agit en particulier de situations accidentelles avec défaillances multiples, pouvant inclure la perte d'une fonction F1 ou la combinaison d'événements indépendants.

#### Séquence fonctionnelle

En cohérence avec les recommandations de la RFS EPS 2002-01, une séquence fonctionnelle est un ensemble de séquences élémentaires de l'EPS de niveau 1 de référence du BR et de la piscine de désactivation du combustible (EPS N1) :

- qui présentent des caractéristiques fonctionnelles communes,
- et dont le risque peut être réduit par la mise en œuvre d'une même disposition.

En pratique, une fréquence de coupure raisonnablement enveloppe peut être retenue pour sélectionner les séquences élémentaires de l'EPS de niveau 1 et les assigner à une séquence fonctionnelle.

#### Valeurs probabilistes repères

La détermination des dispositions RRC-A a recours à des valeurs probabilistes repères, définies en cohérence avec les cibles probabilistes globales de conception présentées dans le sous-chapitre 18.0 du Rapport de Sûreté.

Condition de fonctionnement RRC-A

Une condition de fonctionnement RRC-A est constituée par le ou les scénarios dont l'étude thermohydraulique ou neutronique permet de démontrer l'efficacité d'une disposition RRC-A, vis-à-vis de la prévention de la fusion du cœur ou du combustible, ou vis-à-vis de la limitation des rejets dans le cas des bypasses du confinement sans fusion du cœur.

**3. IDENTIFICATION DES DISPOSITIONS RRC-A**

Le processus d'identification des dispositions RRC-A se décompose en trois étapes.

**3.1. IDENTIFICATION DES DISPOSITIONS RRC-A POTENTIELLES**

Cette première étape consiste à identifier les dispositions RRC-A potentielles : systèmes spécifiques non F1 ou fonctions spécifiques (par exemple : diesel d'ultime secours, gavé-ouvert...) utilisés dans l'EPS N1 de référence du BR et de la piscine BK (cf. chapitre 18 du Rapport de Sûreté).

Nota : des matériels ou systèmes non F1, introduits dans la conception pour assurer un rôle dans le fonctionnement normal de la tranche, peuvent être pris en compte dans l'EPS pour leur effet bénéfique (par exemple : système de démarrage et d'arrêt AAD, contournement turbine). Si ces matériels ou systèmes sont utilisés, dans l'EPS, dans leurs conditions normales de fonctionnement (c'est-à-dire de manière non spécifique), alors ils ne constituent pas des dispositions RRC-A potentielles.

L'analyse est complétée par l'examen :

- des transitoires de perte des alimentations électriques externes et de perte de la source froide, étudiés sur une durée supérieure à 24 heures. Une étude particulière « long terme » est réalisée à cet effet, en considérant les durées maximales de restauration de la source froide ou des alimentations électriques externes.
- des séquences de l'EPS N1 avec bypass du confinement sans fusion du cœur, susceptibles de conduire à des rejets supérieurs aux limites associées aux conditions de fonctionnement PCC 4 telles que présentées au chapitre 15 du Rapport de Sûreté. L'identification de ces séquences fait l'objet d'une analyse fonctionnelle spécifique. Les parades éventuellement mises en œuvre pour limiter les conséquences radiologiques constituent des dispositions RRC-A potentielles.

Nota 1 : cette analyse complémentaire concerne notamment les séquences de type « RTV + RTGV », « RTGV + VDA bloqué ouvert » et « RTGV multiples ».

Nota 2 : l'analyse suppose de pouvoir comparer les conséquences radiologiques de différentes séquences accidentelles avec les limites associées aux objectifs radiologiques des conditions de fonctionnement PCC 4 (cf. sous-chapitre 15.3 du Rapport de Sûreté). L'évaluation des conséquences radiologiques de ces séquences peut parfois s'avérer nécessaire dès cette étape.

**3.2. IDENTIFICATION DES SÉQUENCES FONCTIONNELLES ASSOCIÉES AUX DISPOSITIONS POTENTIELLES**

Cette étape consiste à identifier les séquences fonctionnelles associées aux différentes dispositions RRC-A potentielles.

Ainsi, chaque disposition RRC-A potentielle est associée à un groupe de séquences élémentaires de l'EPS de niveau 1 de référence du BR et de la piscine de désactivation du combustible (EPS N1).

### **3.3. DÉTERMINATION DES DISPOSITIONS RRC-A**

Cette étape consiste à déterminer les dispositions RRC-A qui permettent de réduire des risques significatifs.

A cette fin, la fréquence de la séquence fonctionnelle sans la disposition RRC-A est comparée à des valeurs probabilistes repères, définies en cohérence avec les cibles probabilistes de conception présentées dans le sous-chapitre 18.0 du Rapport de Sûreté.

Dans le cas où plusieurs dispositions RRC-A potentielles interviendraient en cascade dans une même séquence élémentaire de l'EPS, la fréquence de la séquence fonctionnelle est évaluée sans aucune des dispositions RRC-A potentielles, et comparée aux valeurs probabilistes repères afin de s'assurer qu'au moins une disposition complémentaire est à retenir.

Les valeurs probabilistes repères considérées sont les suivantes :

- $10^{-8}$  /tr x an en cas de fusion du combustible dans le BK,
- quelques  $10^{-8}$  /tr x an en cas de fusion du cœur,
- quelques  $10^{-7}$  /tr x an en cas de bipasse du confinement sans fusion du cœur conduisant à des rejets supérieurs aux limites PCC 4.

Si la valeur repère est respectée sans la disposition RRC-A potentielle, alors la nécessité de cette disposition RRC-A dans la réduction du risque n'est pas démontrée ; dans ce cas, la disposition RRC-A potentielle n'est pas retenue.

Pour les séquences avec fusion du cœur, si la valeur repère est dépassée sans la disposition RRC-A potentielle, la nécessité de la disposition RRC-A peut être appréciée au cas par cas en fonction de l'acceptabilité des risques encourus.

### **4. DÉFINITION DE LA LISTE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A**

Cette étape consiste à identifier le ou les scénarios dont l'étude thermohydraulique ou neutronique permet de démontrer l'efficacité d'une disposition RRC-A.

Ces scénarios constituent les conditions de fonctionnement RRC-A.

Le processus de détermination de ces scénarios est le suivant :

- parmi toutes les séquences élémentaires de la séquence fonctionnelle, on sélectionne un sous-ensemble de séquences élémentaires dont la fréquence cumulée couvre de façon élevée (typiquement 95%) la fréquence de la séquence fonctionnelle ;
- parmi toutes les séquences élémentaires du sous-ensemble ainsi identifié, on sélectionne celles présentant un caractère enveloppe vis-à-vis des critères thermohydrauliques ou neutroniques associés ;
- pour chaque séquence élémentaire sélectionnée, on définit un scénario en retenant de la séquence élémentaire l'initiateur accidentel et l'ensemble de défaillances qui requièrent la mise en œuvre de la disposition RRC-A considérée.

La liste des conditions de fonctionnement RRC-A est ainsi essentiellement basée sur une approche probabiliste. Elle est complétée par les situations de perte de source électrique ou perte de source froide long terme et les situations de fuite non isolable d'une tuyauterie sur un circuit connecté à la piscine de désactivation.

## **5. RÈGLES D'ÉTUDE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A**

L'objet de ce paragraphe est de préciser les règles applicables aux études thermohydrauliques ou neutroniques des scénarios qui constituent les conditions de fonctionnement RRC-A. Ces études permettent de démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A, vis-à-vis de la prévention de la fusion du cœur ou du combustible, ou vis-à-vis de la limitation des rejets dans le cas des bypasses du confinement sans fusion du cœur.

Ces études thermohydrauliques ou neutroniques sont complétées par des évaluations des conséquences radiologiques pour démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A vis-à-vis des critères d'acceptabilité précisés ci-après.

Ces évaluations des conséquences radiologiques des conditions de fonctionnement RRC-A sont présentées à la section 19.1.4 du Rapport de Sûreté.

### **5.1. CRITÈRES D'ACCEPTABILITÉ**

Les critères d'acceptabilité utilisés pour les études des conditions de fonctionnement RRC-A (hors piscine de désactivation) sont ceux des conditions de fonctionnement de référence de 4<sup>ème</sup> catégorie (PCC 4) : cf. sous-chapitre 15.0 du Rapport de Sûreté.

A titre de découplage ou de simplification, des critères plus restrictifs peuvent être retenus dans certains cas.

Pour les scénarios concernant la piscine de désactivation du combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement, le critère à respecter est le non-découvrement du combustible.

Deux niveaux sont considérés :

- Le haut d'un assemblage dans le râtelier d'entreposage (hors assemblage en cours de manutention) (+10,30 m).
- Le haut d'un assemblage combustible en cours de manutention (+16,20 m).

Pour les scénarios comprenant une défaillance de l'arrêt automatique du réacteur (ATWS), la pression primaire maximale ne doit pas excéder 1,3 fois la pression de dimensionnement.

### **5.2. TAUX DE COUVERTURE DES ÉTUDES**

Les études des conditions de fonctionnement RRC-A doivent démontrer que les critères d'acceptabilité sont respectés avec un taux de couverture élevé (typiquement 95%). En pratique, un taux de couverture élevé peut être atteint en prenant une valeur raisonnablement enveloppe pour différents paramètres, notamment les paramètres dominants, les autres paramètres étant pris à leur valeur nominale.

**Nota :** les paramètres dominants sont les paramètres qui influencent au premier ordre le résultat de l'étude. Sont notamment potentiellement concernés :

- les grandeurs caractéristiques de l'état initial,
- les valeurs de réglage des seuils de contrôle-commande des matériels et systèmes sollicités,
- les caractéristiques fonctionnelles des matériels et systèmes sollicités,
- les critères d'enclenchement des actions opérateur.

### **5.3. CONDITIONS INITIALES**

Les conditions initiales de l'analyse de sûreté RRC-A correspondent à un fonctionnement en régime établi.

Une condition de fonctionnement RRC-A peut couvrir un ou plusieurs des domaines d'étude du réacteur. (Ces domaines sont décrits dans la section 15.0.1 du Rapport de Sûreté).

Les grandeurs caractéristiques de l'état initial de la tranche (par exemple les paramètres thermohydrauliques initiaux du circuit primaire ou des GV) sont soit prises à leur valeur nominale, soit prises raisonnablement enveloppes, conformément aux principes énoncés au [§ 5.2.](#)

#### **5.4. ÉTAT FINAL**

L'étude des conditions de fonctionnement RRC-A est effectuée jusqu'à l'atteinte de l'« état final pour les études RRC-A » :

- le cœur est sous-critique,
- la puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire,
- les rejets radioactifs restent tolérables.

Pour le cas particulier des conditions de fonctionnement RRC-A affectant la piscine de désactivation du bâtiment combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement, les études sont menées jusqu'à l'atteinte de l'état final caractérisé par les éléments suivants :

- le combustible en piscine est sous-critique,
- le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- les rejets radioactifs restent tolérables.

#### **5.5. RÈGLES RELATIVES À L'UTILISATION DES SYSTÈMES ET MATÉRIELS – HYPOTHÈSES DE DÉFAILLANCE**

Conformément aux Directives Techniques, tous les systèmes, matériels et régulations, peuvent être supposés disponibles dans l'étude des conditions de fonctionnement RRC-A (sous réserve qu'ils n'aient pas à fonctionner hors de leur domaine de dimensionnement), à l'exception de ceux qui sont supposés défaillants pour la combinaison d'événements étudiée. Aucune défaillance supplémentaire indépendante n'est postulée dans l'étude d'une condition de fonctionnement RRC-A. Par exemple, le MDTE n'est pas cumulé au scénario RRC-A (sauf s'il intervient dans la combinaison de défaillances qui définit ce scénario RRC-A).

Pour les systèmes de sûreté composés de plusieurs trains, tous les trains peuvent être valorisés, à l'exception de ceux qui sont rendus indisponibles par la combinaison d'événements étudiée. Le cas échéant, ceci concerne également la disposition RRC-A.

L'indisponibilité d'un train pour cause de maintenance préventive n'est pas postulée de façon déterministe dans l'étude des conditions de fonctionnement RRC-A.

Enfin, conformément au sous-chapitre 3.2 du Rapport de Sûreté, les fonctions de sûreté nécessaires pour atteindre et maintenir un état final pour les conditions de fonctionnement RRC-A sont classées F2.

#### **5.6. MODALITÉS DE PRISE EN COMPTE DES ACTIONS OPÉRATEUR**

Les actions manuelles sont prises en compte dans l'étude des conditions de fonctionnement RRC-A en considérant les délais d'intervention suivants :

- une action manuelle réalisée à partir de la Salle de Commande peut avoir lieu au plus tôt 30 minutes après la transmission à l'opérateur de la première information significative,
- une action manuelle locale, c'est-à-dire une action manuelle qui doit être réalisée à l'extérieur de la Salle de Commande, peut intervenir au plus tôt une heure après la transmission à l'opérateur de la première information significative.





## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.0

PAGE 7/7

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

Pour les scénarios concernant la piscine de désactivation du combustible, compte tenu de la présence en local du personnel d'exploitation avant l'initiateur, la durée forfaitaire retenue pour la mise en position sûre de l'assemblage combustible en cours de manutention est de 30 minutes.

Les opérateurs sont supposés agir conformément aux procédures de conduite accidentelle.

Aucune erreur de l'opérateur n'est prise en compte dans les études des conditions de fonctionnement RRC-A, à l'exception de celles appartenant à la combinaison d'événements étudiée.

## SOMMAIRE

<b>.19.1.1 CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES DE LA TRANCHE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. MODE D'EXPLOITATION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3. CONDITIONS INITIALES DE LA TRANCHE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4. COEFFICIENTS DE RÉACTIVITÉ . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5. FISSION ET PUISSANCE RÉSIDUELLES APRÈS L'ARRÊT AUTOMATIQUE DU RÉACTEUR (AAR) . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6.1. FONCTIONS DE PROTECTION . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6.2. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE NÉCESSAIRES À LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>7. PERMISSIFS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>8. CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES DE SÛRETÉ . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>9. CODES DE CALCUL UTILISÉS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>10. APPROCHE UTILISÉE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS CONCERNANT LE RAPPORT DE FLUX THERMIQUE CRITIQUE (RFTC)</b>	<b>6</b>
<b>LISTE DE RÉFÉRENCES . . . . .</b>	<b>8</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.1.1</b>	<b>SIGNAUX PARTICIPANT À LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A.....</b>	<b>9</b>
<b>TAB-19.1.1.2</b>	<b>INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LE SEUIL DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME ÉTROITE .....</b>	<b>15</b>
<b>TAB-19.1.1.3</b>	<b>INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LES SEUILS DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME LARGE.....</b>	<b>16</b>
<b>TAB-19.1.1.4</b>	<b>CARACTÉRISTIQUES DES CHAÎNES DE REFROIDISSEMENT SRU / EVU INTERMÉDIAIRE, PTR / EVU INTERMÉDIAIRE ET EVU INTERMÉDIAIRE / EVU PRINCIPAL .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.1.1.5</b>	<b>CARACTÉRISTIQUES DES VANNES GAVÉ-OUVERT DU PRESSURISEUR.....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.1.1.6</b>	<b>CARACTÉRISTIQUES DE L'ISBP EN MODE DÉBIT RÉDUIT.....</b>	<b>19</b>
<b>TAB-19.1.1.7</b>	<b>CARACTÉRISTIQUES DE LA RE-ALIMENTATION DES BÂCHES ASG PAR LE SYSTEME JAC.....</b>	<b>20</b>
<b>TAB-19.1.1.8</b>	<b>COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR MINIMAL « RAISONNABLEMENT ENVELOPPE » .....</b>	<b>21</b>
<b>TAB-19.1.1.9</b>	<b>COEFFICIENT DE RÉACTIVITÉ .....</b>	<b>22</b>

### .19.1.1 CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A

Dans cette section sont indiquées les caractéristiques de la tranche qui s'appliquent aux études d'accidents du sous-chapitre 19.1. Les caractéristiques spécifiques à une étude d'accident donnée sont précisées dans la section consacrée à la description de cette étude d'accident.

Les caractéristiques de la tranche prises en compte dans les études d'accidents concernent :

- les données géométriques de la tranche,
- les conditions initiales de la tranche (prenant en compte les différents modes d'exploitation de la tranche),
- les coefficients de réactivité,
- la puissance résiduelle,
- les signaux d'instrumentation et de contrôle relatifs à l'Arrêt Automatique du Réacteur et au fonctionnement des systèmes de sûreté,
- les caractéristiques des systèmes de sûreté.

#### 1. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES DE LA TRANCHE

Les données géométriques de la tranche sont fournies au paragraphe 1 du sous-chapitre 15.1.

#### 2. MODE D'EXPLOITATION

La description des différents modes d'exploitation est fournie au paragraphe 2 du sous-chapitre 15.1.

#### 3. CONDITIONS INITIALES DE LA TRANCHE

Les valeurs nominales des grandeurs caractéristiques de l'état initial de la tranche, ainsi que les incertitudes maximales qui leurs sont associées, sont définies au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1.

Ces grandeurs sont prises soit à leur valeur nominale, soit pénalisées lorsqu'elles constituent des paramètres dominants, conformément aux principes énoncés à la section 19.1.0.

Pour les accidents analysés vis-à-vis du Rapport de Flux Thermique Critique (RFTC) listés au § 10. de la présente section, le RFTC physique initial est un paramètre dominant de l'analyse : conformément aux principes énoncés à la section 19.1.0, il peut être pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » du fonctionnement normal.

La valeur retenue pour le RFTC physique initial prend en compte des incertitudes et pénalités sur les grandeurs qui influencent le RFTC afin de couvrir une certaine variabilité de ces grandeurs au cours de la vie de la tranche. Cette démarche lui confère un taux de couverture élevé :

- la valeur de RFTC physique initial couvrant tous les cycles de la première gestion décrits dans le sous-chapitre 4.3 est de  $\square$ ,
- la valeur de RFTC physique initial spécifique au cycle d'équilibre P5 est de  $\square$ .

Les points de fonctionnement considérés sont ceux définis au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1. La prolongation de cycle n'est pas prise en compte pour les études du sous-chapitre 19.1.

La prise en compte du mélange des débits dans la cuve du réacteur est décrite au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1.

#### **4. COEFFICIENTS DE RÉACTIVITÉ**

Les éléments relatifs aux coefficients de réactivité sont fournis au paragraphe 4 du sous-chapitre 15.1. Les valeurs fournies dans le sous-chapitre 15.1 incluent des incertitudes, pénalités et provisions. Leur taux de couverture est donc maximal.

Les coefficients de réactivité utilisés dans le sous-chapitre 19.1 sont pris best-estimate, excepté le coefficient de densité modérateur minimal. Les valeurs sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.1.9](#).

Pour le coefficient de densité du modérateur minimal, deux abaques « raisonnablement enveloppe » sont fournis au tableau [TAB-19.1.1.8](#) :

□

#### **5. FISSION ET PUISSANCE RÉSIDUELLES APRÈS L'ARRÊT AUTOMATIQUE DU RÉACTEUR (AAR)**

Les éléments relatifs à la puissance résiduelle sont fournis au paragraphe 5 du sous-chapitre 15.1.

#### **6. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE**

##### **6.1. FONCTIONS DE PROTECTION**

L'ensemble des chaînes de protection est décrit au paragraphe 6 du sous-chapitre 15.1. Ces protections sont implémentées dans le PS.

Les listes des chaînes de protection F1 mentionnées ci-dessus n'intègrent pas les actions manuelles F1 ; celles-ci sont abordées dans la section traitant de l'étude d'accident considérée.

##### **6.2. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE NÉCESSAIRES À LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A**

Les signaux des fonctions automatiques participant à la gestion des situations RRC-A sont listés dans le tableau [TAB-19.1.1.1](#). Lorsque cela n'est pas précisé, ces fonctions ne sont pas diversifiées.

Les incertitudes portant sur les seuils de protection relatifs aux niveaux GV en gamme étroite et gamme large sont indiquées respectivement dans les tableaux [TAB-19.1.1.2](#) et [TAB-19.1.1.3](#).

Les temps apparaissant dans les tableaux correspondent aux délais de réponse globale T des chaînes I&C que ce soit pour un AAR ou une action d'un système de sauvegarde. Le délai de réponse globale des chaînes I&C  $T = T_1 + T_2$  comprend un temps  $T_1$  de réponse de la chaîne de mesure et un temps  $T_2$  de traitement du signal de l'automate concerné. De plus, figurent également les temps  $T_{action}$  incluant, en plus du délai de réponse des chaînes I&C, la durée de manœuvre des actionneurs comme la chute des grappes (AAR) ou l'atteinte de la vitesse nominale pour une pompe ou l'ouverture à 100% en ce qui concerne une vanne. Les valeurs mentionnées sont des valeurs maximales. Dans les études où un temps d'action minimal est pénalisant, l'action est considérée comme instantanée.

Les signaux participant aux dispositions RRC-A qui conduisent à un AAR, sont listés ci-dessous :

- niveau GV diversifié (gamme large) inférieur au seuil MIN3,
- température branche froide diversifiée inférieure au seuil MIN1,

L'atteinte de ce seuil conduit également à la fermeture des 4 VIV.

- pression branche chaude diversifiée inférieure au seuil MIN2,
- pression GV diversifiée supérieure au seuil MAX1,

- puissance nucléaire élevée diversifiée,
- bas débit boucle diversifié,
- très bas débit boucle diversifié.

Le signal d'AAR diversifié entraîne l'émission du signal de déclenchement turbine et l'isolement de la ligne grand débit ARE. □ Le signal d'AAR diversifié implique aussi l'isolement des consommateurs vapeur (signal classé F2).

La mise en service automatique de l'IS diversifié est assurée par les signaux pression branche chaude inférieure à MIN3 et niveau boucle inférieur à MIN1 pour les états d'arrêt après activation du permissif associé. Un refroidissement partiel est initié par le signal diversifié de pression branche chaude inférieure à MIN3. De plus, le signal IS diversifié « Pression Branche Chaude < Min3 » entraîne l'activation de l'isolement enceinte phase 1 tandis que le signal IS diversifié « Niveau boucle < Min1 » entraîne l'activation de l'isolement CPP. La mise en service d'un train ISBP en mode débit réduit est également possible pour les états d'arrêt si le signal IS est activé sur niveau boucle inférieur à MIN1 et si le niveau boucle n'est pas retrouvé après temporisation. Le démarrage automatique des SBO sur critère manque de tension LJ rend possible le démarrage de l'IS sur bas niveau boucle (permissif associé : P15 diversifié).

La purge du GV est isolée lorsque le niveau GV est inférieur à MIN1 (gamme étroite, signal diversifié classé F2).

L'ASG est mise en service automatiquement lorsque le niveau GV (gamme large) devient inférieur au seuil MIN4 (signal diversifié).

L'isolement diversifié de la ligne petit débit ARE dans un GV est obtenu lorsque le niveau GV (gamme large) dans ce GV est supérieur au seuil MAX1 afin d'éviter le remplissage du GV après un AAR avec perte du PS.

L'ouverture automatique diversifiée de la vanne d'isolement du VDA et l'activation du régulateur de pression GV sont obtenus lorsque la pression du secondaire devient supérieure au seuil MAX2.

La mise en service automatique du RBS est obtenue sur signal ATWS. Cette fonction est implémentée dans le PS.

Le signal ATWS est émis par le PS lorsque les capteurs de position des grappes détectent qu'au moins deux des quatre-vingt-neuf grappes n'ont pas chuté.

Le déclenchement des pompes primaires est obtenu sur le signal de niveau GV (gamme étroite) inférieur au seuil MIN1 et signal ATWS (implémenté dans le PS). Il peut également être obtenu sur signal de faible  $\Delta P$  aux bornes de 3 pompes primaires sur 4 combiné au signal IS diversifié.

L'isolement diversifié du REA eau est obtenu sur signal « Block Dilution » ; celui-ci est activé par le signal « Prevent Dilution » combiné au signal « Low boron concentration » (faible concentration en bore en état d'arrêt).

Les mêmes actions que celles initiées par le signal de Protection Anti-dilution (PAD) (cf. sous-chapitre 15.1) sont réalisées sur signal diversifié « CB REN mesurée faible ».

Il existe également une fonction automatique de « chute des grappes sur perte ARE » qui permet d'obtenir, avant que le signal d'AAR ne soit émis, la chute des grappes, le déclenchement turbine et l'isolement de la ligne grand débit ARE, lorsque le débit ARE devient trop faible et que la puissance thermique cœur est élevée. Cette fonction est désactivée dès lors que le signal d'AAR est émis par le PS.

De plus, une fonction automatique permet d'activer le refroidissement diversifié des deux pompes ISBP connectées à la chaîne de refroidissement diversifiée. Cette fonction, assurée au PS, est utilisée lorsque le refroidissement ne peut plus être assuré par le RRI.

Enfin une alarme est émise sur signal « écart de CB REN important ».

Les actions opérateur liées aux dispositions RRC-A sont abordées dans les sections des accidents où elles sont considérées.

## 7. PERMISSIFS

Les permissifs relatifs aux chaînes de contrôle commande du PS nécessaires à la gestion des situations RRC-A sont décrits au paragraphe 8 du sous-chapitre 15.1.

□

## 8. CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES DE SÛRETÉ

La liste des systèmes réalisant des fonctions F1A et/ou F1B est donnée au paragraphe 9 du sous-chapitre 15.1.

Les systèmes réalisant des fonctions F2 spécifiques aux dispositions RRC-A sont :

- les diesels SBO,
- le DEL utilisé pour le refroidissement diversifié des pompes ISBP,
- les chaînes de refroidissement SRU / EVU intermédiaire et EVU intermédiaire / EVU principal, l'EVU fonctionnant en mode aspersion,
- les vannes de la ligne gavé-ouvert du pressuriseur,
- le troisième train PTR,
- l'ISBP en mode débit réduit,
- le système d'ouverture passive de l'exutoire BK.

Leurs caractéristiques sont données dans les tableaux [TAB-19.1.1.4](#), [TAB-19.1.1.5](#) et [TAB-19.1.1.6](#).

Le boremètre REN réalise également des fonctions F2 spécifiques aux dispositions RRC-A.

Les vannes □ de relignage de l'ASG classées F1B sont également utilisées pour la réalimentation de la bache ASG. Les caractéristiques des systèmes associés à cette disposition RRC-A sont fournies dans le tableau [TAB-19.1.1.7](#).

□

## 9. CODES DE CALCUL UTILISÉS

Des descriptions sommaires des principaux codes utilisés pour la réalisation des études de Conditions de Fonctionnement RRC-A sont données dans l'annexe 19A.

Pour chaque étude d'accident présentée au sous-chapitre 19.1, le code utilisé pour la réalisation des calculs est précisé.

## 10. APPROCHE UTILISÉE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS CONCERNANT LE RAPPORT DE FLUX THERMIQUE CRITIQUE (RFTC)

L'approche générale est détaillée dans le chapitre traitant de la conception thermohydraulique du cœur (voir sous-chapitre 4.4). Des éléments sont également fournis au paragraphe 10 du sous-chapitre 15.1.

Les Conditions de Fonctionnement RRC-A présentées au sous-chapitre 19.1 qui sont analysées explicitement vis-à-vis du Rapport de Flux Thermique Critique (RFTC) sont des événements de Type III tel que défini au sous-chapitre 4.4. Elles sont listées ci-dessous :

- section 19.1.3Fsa.1 – ATWS par blocage mécanique des grappes – Déclenchement de la turbine avec GCT disponible (état A),
- section 19.1.3Fsa.2 – ATWS par blocage mécanique des grappes – Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV (état A),
- section 19.1.3Fsa.3 – ATWS par blocage mécanique des grappes – Perte totale des alimentations électriques externes (état A),
- section 19.1.3Fsa.4 – ATWS par blocage mécanique des grappes – Augmentation excessive de débit vapeur (état A),
- section 19.1.3Fsb.1 – ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale de l'alimentation normale en eau des GV (état A),
- section 19.1.3Fsb.2b – ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale des alimentations électriques externes (état A) – Phase court terme,
- section 19.1.3Fsb.3 – ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale de charge secondaire (état A),
- section 19.1.3Fsb.4a – ATWS par défaillance du système de protection – Aspersion intempestive (état A),
- section 19.1.3Fsb.6 – ATWS par défaillance du système de protection – Augmentation excessive de débit vapeur (état A).

L'approche mise en œuvre vis-à-vis du RFTC dépend de l'accident étudié et est précisée dans la section concerné.





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 8/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DE RÉFÉRENCES

## TAB-19.1.1.1 SIGNAUX PARTICIPANT À LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A

□

- (1) □
- (2) □
- (3) □
- (4) □
- (5) □



□

- (1) □
- (2) □
- (3) □
- (4) □
- (5) □

□

- (1) □
- (2) □
- (3) □



□

- (1) □
- (2) □
- (3) □
- (4) □
- (5) □
- (6) □
- 
- (7) □
- (8) □



□

(1) □

(2) □

□

(1) □

(2) □

(3) □

(4) □ □ □ □

□

(1) □

(2) □

(3) □

 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.1
			CHAPITRE	19	PAGE	15/23

## TAB-19.1.1.2 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LE SEUIL DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME ÉTROITE

□

**Remarque** : Comme indiqué au sous-chapitre 15.1, contrairement à l'incertitude capteur, l'incertitude procédé doit être prise dans le même sens tout au long du scénario étudié (application du sens de pénalisation identique entre état initial et seuils de protection).



 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.1
			CHAPITRE	19	PAGE	16/23

## TAB-19.1.1.3 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LES SEUILS DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME LARGE

□

**Remarque** : Comme indiqué au sous-chapitre 15.1, contrairement à l'incertitude capteur, l'incertitude procédé doit être prise dans le même sens tout au long du scénario étudié (application du sens de pénalisation identique entre état initial et seuils de protection).



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 17/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.1.4 CARACTÉRISTIQUES DES CHÂÎNES DE  
REFROIDISSEMENT SRU / EVU INTERMÉDIAIRE, PTR /  
EVU INTERMÉDIAIRE ET EVU INTERMÉDIAIRE / EVU  
PRINCIPAL**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 18/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.1.5 CARACTÉRISTIQUES DES VANNES GAVÉ-  
OUVERT DU PRESSURISEUR**

□

**TAB-19.1.1.6 CARACTÉRISTIQUES DE L'ISBP EN MODE DÉBIT RÉDUIT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 20/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.1.7 CARACTÉRISTIQUES DE LA RE-  
ALIMENTATION DES BÂCHES ASG PAR LE SYSTEME JAC**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 21/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.1.8 COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR  
MINIMAL « RAISONNABLEMENT ENVELOPPE »**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 22/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.1.9 COEFFICIENT DE RÉACTIVITÉ**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.1

PAGE 23/23

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.2

PAGE 1/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## SOMMAIRE

<b>.19.1.2 PRÉSENTATION DES DISPOSITIONS ET CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A . . . . .</b>	<b>3</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.2

PAGE 2/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TABLEAUX :**

**TAB-19.1.2.1 LISTE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A ..... 4**

## .19.1.2 PRÉSENTATION DES DISPOSITIONS ET CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A

### 1. INTRODUCTION

L'analyse de sûreté RRC-A repose sur l'utilisation des Etudes Probabilistes de Sûreté (EPS, cf. chapitre 18) pour identifier les Séquences Fonctionnelles et Dispositions RRC-A selon la démarche et les critères de sélection précisés à la section 19.1.0. Cette étape d'identification fait l'objet de la section 18.1.2.

Selon les exigences présentées à la section 19.1.0, cette liste est complétée des situations de perte des alimentations électriques externes et de perte de la source froide d'une durée supérieure à 24 heures ainsi que des études en état E (non modélisé dans l'EPS de réalisation).

L'analyse de sûreté RRC-A repose ensuite sur l'identification, pour chaque Séquence Fonctionnelle RRC-A et Disposition(s) RRC-A associée(s), de la ou des Condition(s) de Fonctionnement RRC-A, scénarios dont l'étude thermohydraulique ou neutronique permet de démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A.

La Condition de Fonctionnement RRC-A est définie par l'initiateur accidentel et l'ensemble de défaillances qui requièrent la mise en œuvre de la disposition RRC-A considérée.


Ce chapitre présente les séquences fonctionnelles, les études des Conditions de Fonctionnement RRC-A (section 19.1.3) et la liste finale des Dispositions RRC-A retenues et valorisées dans les études déterministes des sections 19.1.3.


### 2. CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A


Le tableau [TAB-19.1.2.1](#) ci-après liste les Conditions de Fonctionnement RRC-A retenues et rappelle les Dispositions RRC-A associées.


## **TAB-19.1.2.1 LISTE DES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT RRC-A**

<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>	<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>	<b>Dispositions RRC-A</b>
SFA ATWS par blocage mécanique de grappes en état A	19.1.3FSa.1 Déclenchement turbine intempestif avec GCT disponible 19.1.3FSa.2 Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV 19.1.3FSa.4 Augmentation excessive du Débit Vapeur	Mise en service automatique du RBS sur signal ATWS Arrêt automatique 4 GMPP sur signal ATWS et bas niveau GV
	19.1.3FSa.3 Perte totale des alimentations électriques externes	Mise en service automatique du RBS sur signal ATWS
SFB_1 ATWS par défaillance du système de protection	19.1.3FSb.1 Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV	AAR diversifié sur Bas niveau GV Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV Démarrage ASG diversifié sur Bas niveau GV
SFB_2a ATWS par défaillance du système de protection	19.1.3FSb.2a Perte d'une pompe primaire	AAR diversifié sur très Bas débit dans 1/4 boucles Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV Démarrage ASG diversifié sur Bas niveau GV


	FLAMANVILLE3	Palier EPR	Version Publique — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.2
				CHAPITRE	19	PAGE	5/13
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b> <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>		<b>Dispositions RRC-A</b>			
SFB_2b ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.2b Perte totale des alimentations électriques externes – Phase Court Terme		AAR diversifié sur Bas débit dans 2/4 boucles			
		19.1.3FSb.2c Perte totale des alimentations électriques externes – Phase Long Terme		Ouverture VDA diversifiée sur « haute pression GV » Mise en place automatique du DEA, ☐, ☐. Mise en œuvre ☐ d'un refroidissement secondaire par VDA Isolement du REN sur haute température dans une ligne d'échantillonnage Isolement de la décharge HP du RCV sur haute température primaire			
SFB_3 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.3 Perte totale de charge secondaire		AAR diversifié sur haute pression GV Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV Démarrage ASG diversifié sur Bas niveau GV			
SFB_4 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.4a Aspersion intempestive		AAR diversifié sur Basse Pression BC Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV			
		19.1.3FSb.4b APRP (< 20 cm <sup>2</sup> )		AAR diversifié sur Basse Pression BC Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV IS diversifiée, isolement enceinte phase 1 et refroidissement partiel diversifiés sur « Basse pression BC » Démarrage diversifié ASG sur Bas niveau GV			


	FLAMANVILLE3	Palier EPR	Version Publique — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.2
				CHAPITRE	19	PAGE	6/13
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b> <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>		<b>Dispositions RRC-A</b>			
				Arrêt automatique des GMPP sur signal diversifié IS + Bas Delta P pompe			
SFB_5 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.5 Petite Rupture de Tuyauterie Vapeur (< DN50) en amont de la vanne principale d'Isolément Vapeur		Isolement vapeur diversifié sur Basse Température BF (requis pour la configuration à puissance nulle uniquement)			
SFB_6 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.6 Augmentation excessive du débit vapeur		AAR diversifié sur Puissance Nucléaire Elevée			
SFB_7 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.1 Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV 19.1.3FSb.2a Perte d'une pompe primaire 19.1.3FSb.3 Perte totale de charge secondaire 19.1.3FSb.4b APRP (< 20 cm <sup>2</sup> )		Démarrage ASG diversifié sur Bas niveau GV			
SFB_8 ATWS par défaillance du système de protection		19.1.3FSb.1 Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV 19.1.3FSb.2a Perte d'une pompe primaire 19.1.3FSb.2c Perte totale des alimentations électriques externes – Phase Long Terme 19.1.3FSb3 Perte totale de charge secondaire 19.1.3FSb.4a Aspersion intempestive 19.1.3FSb.4b APRP (< 20 cm <sup>2</sup> )		Ouverture VDA diversifiée sur Haute Pression GV			
SFC Perte des alimentations électriques internes et externes états A à CA4		19.1.3FSb.2c Perte totale des alimentations électriques externes – Phase Long Terme 19.1.3FSc Manque De Tension Généralisé (état A)		Mise en place automatique du DEA, □ Démarrage □ des pompes ASG □,			


 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE	SECTION	1.2
			CHAPITRE	19
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>	<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>	<b>Dispositions RRC-A</b>		
		Mise en œuvre manuelle d'un refroidissement secondaire par VDA		
	19.1.3FSc Manque De Tension Généralisé – Cas du MDTE cumulé à une défaillance de 3 Diesels principaux avec échec de la mise en place des interconnexions entre la division restant alimentée par le diesel principal et sa division voisine (état A)	Déclenchement du dernier diesel principal en service avant mise en service des diesels d'ultime secours Mise en place automatique du DEA, □ Démarrage □ des pompes ASG □, Refroidissement contrôlé par le secondaire		
SFD_1 Perte totale de l'alimentation en eau des GV dans les états A et B3	19.1.3FSd Perte totale de l'eau alimentaire des générateurs de vapeur (état A)	Gavé Ouvert Chute des grappes anticipée sur perte ARE et déclenchement turbine (RCSL)		
SFD_2 Perte totale du refroidissement primaire en état CB1	19.1.3FSd Perte totale de l'eau alimentaire des générateurs de vapeur (état A)	Pas de disposition RRC-A spécifique		
SFE_1 Perte totale de la source froide conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires dans les états A1, A2, B1 et B2	19.1.3FSe.1 Perte totale de la source froide conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A)	Mise en oeuvre □ d'un refroidissement par le secondaire Basculement automatique du refroidissement des pompes IBSP 1 et 4 sur leur source froide diversifiée DEL Mise en service □ de l'EVU en aspersion		
SFE_2 Perte totale des alimentations électriques conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires dans les états A1 et A2	19.1.3FSe.2 Manque De Tension Généralisé conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A)	Démarrage □ des SBO, après inhibition sélective des sorties du système de protection Démarrage □ des trains ASG 1 et 4 Mise en œuvre □ d'un refroidissement par le secondaire pour rejoindre les conditions d'injection de l'ISBP		


	FLAMANVILLE3	Palier EPR	Version Publique — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.2
				CHAPITRE	19	PAGE	8/13
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b> <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>		<b>Dispositions RRC-A</b>			
				Basculement automatique du refroidissement des pompes IBSP 1 et 4 sur leur source froide diversifiée DEL Démarrage <input type="checkbox"/> 1 ISBP refroidi par le DEL (après mise à l'arrêt du train ASG alimenté par le même diesel SBO) Mise en service <input type="checkbox"/> de l'EVU en aspersion			
SFF APRP avec défaillance de l'ISMP dans les états A1 et A2		19.1.3FSf APRP (< 45 cm <sup>2</sup> ) sans ISMP (état A)		Mise en service <input type="checkbox"/> d'un refroidissement secondaire			
SFG APRP avec défaillance de l'ISBP dans les états A1, A2, CA1, CB2 et D		19.1.3FSg APRP (< 20 cm <sup>2</sup> ) avec défaillance des quatre trains ISBP (état A)		Mise en service <input type="checkbox"/> EVU en aspersion			
SFH Baisse incontrôlée du niveau primaire sans signal d'IS du système de protection dans les états CB et D		19.1.3FSH Baisse incontrôlée du niveau primaire sans le signal IS du système de protection (états Cb et D)		Permissif P15 diversifié pour l'activation du démarrage de l'IS diversifié sur bas niveau boucle IS diversifié sur bas niveau boucle			
SFI Brèche primaire avec défaillance du signal PS d'injection de sécurité dans les états A1 et A2		19.1.3FSb.4b APRP (< 20 cm <sup>2</sup> )		Arrêt automatique des GMPP sur signal IS diversifié + Bas Delta P pompe IS diversifiée et refroidissement partiel diversifiés sur « Très Basse pression BC »			
SFJ_1 Perte totale de la chaîne de refroidissement dans les états CB2 et D		19.1.3FSj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en états Cb2 à E		Mise en service automatique sur signal PS « Bas Niveau boucle » de l'ISBP en mode débit réduit (états Cb2 et Cb3)			



	FLAMANVILLE3	Palier EPR	Version Publique — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	1.2
				CHAPITRE	19	PAGE	9/13
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>		<b>Dispositions RRC-A</b>			
				Démarrage <input type="checkbox"/> d'un train ISBP en mode réduit si l'IS n'injecte pas (état D)  Basculement automatique du refroidissement du moteur de la pompe ISBP en attente (train 1 ou 4) sur le circuit de refroidissement diversifié par DEL (Cb2 à D) Démarrage <input type="checkbox"/> EVU (2 trains) en aspersion (Cb2 à D)			
Extension déterministe de la séquence SFJ_1 à l'état E (hors EPS)		19.1.3FSj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en états Cb2 à E		Fermeture tube transfert (état E)  Basculement automatique du refroidissement du moteur de la pompe ISBP en attente (train 1 à 4) sur le circuit de refroidissement diversifié par DEL (état E)  Démarrage <input type="checkbox"/> de l'ISBP en mode débit réduit (état E)  Démarrage <input type="checkbox"/> de l'EVU en aspersion (1 train EVU puis 2 trains après arrêt de l'ISBP) (état E)			
SFJ_2 Perte totale des alimentations électriques dans les états CB1 à D		19.1.3FSj.2 Manque De Tension Généralisé en états Cb1 à E		Démarrage automatique des SBO (requis dans les états états Cb1 à D) Mise en service <input type="checkbox"/> sur signal PS « Bas Niveau boucle » de l'ISBP en mode IS à débit réduit (états Cb1 à D) Mise en service <input type="checkbox"/> du train ISBP disponible en mode IS à débit réduit (état D) Basculement automatique du refroidissement des moteurs des pompes ISBP trains 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié par DEL (états Cb1 à D) Démarrage <input type="checkbox"/> EVU en aspersion (états Cb1 à D)			

 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE	SECTION	1.2
			CHAPITRE	19
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>	<b>Dispositions RRC-A</b>	
			Mise en œuvre gavé ouvert ☐ (états Cb1 et Cb2) Démarrage ☐ des trains ASG 1 et 4 (état Cb1 et Cb2)	
Extension déterministe de la séquence SFJ_2 à l'état E (hors EPS)		19.1.3FSj.2 Manque De Tension Généralisé en états Cb1 à E	Fermeture tube transfert (état E)  Mise en service ☐ du train ISBP disponible en mode IS à débit réduit (état E) Démarrage automatique ☐ des SBO (état E) Basculement automatique du refroidissement des moteurs des pompes ISBP trains 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié par DEL (état E) Démarrage ☐ EVU en aspersion (état E)	
SFJ_3 Perte partielle de la chaîne de refroidissement avec défaillance de l'ISBP dans les états CB2 et D		19.1.3FSj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en états Cb2 à E 19.1.3FSj.2 Manque De Tension Généralisé en états Cb1 à E	Pas de disposition RRC-A spécifique	
SFJ_4 Perte partielle de la chaîne de refroidissement avec défaillance de l'ISMP et de l'ISBP dans les états CB2 et D		19.1.3FSj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en états Cb2 à E 19.1.3FSj.2 Manque De Tension Généralisé en états Cb1 à E	Pas de disposition RRC-A spécifique	
SFL (Bipasse sans fusion) RTGV cumulée à la défaillance d'isolement du GV affecté par sa VIV dans l'état A1		19.1.3FSI.1 RTGV (1 tube) avec la vanne d'isolement vapeur du GV affecté bloquée ouverte (état A)	Action ☐ d'isolement ☐ du GV affecté par la RTGV ☐	

 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE	SECTION	1.2
			CHAPITRE	19
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>	<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>	<b>Dispositions RRC-A</b>		
SFM_1 Dilution homogène isolable avec défaillance du signal PAD au TXS en état A1	19.1.3FSm.1 Dilution homogène isolable en puissance (états A1/A2) avec défaillance du signal PS anti-dilution	Isolement automatique du REAeau sur signal « Block Dilution » (activé par les signaux « Prevent dilution » et « Low boron concentration ») Isolement <input type="checkbox"/> de la dilution sur alarme « Ecart CB REN important »		
SFM_2 Dilution homogène isolable avec défaillance du signal PAD au TXS dans les états A3 à E	19.1.3FSm.2 Dilution homogène isolable en états d'arrêt (états A3 à E) avec défaillance du signal PS anti-dilution	Isolement automatique du REAeau sur signal « Block Dilution » (activé par les signaux « Prevent dilution » et « Low boron concentration ») Isolement automatique de la dilution sur signal « CB REN mesurée faible »		
SFN Perte des deux trains PTR principaux en situation de MDTG en état F	19.1.3FSn Perte des 2 trains principaux du système de refroidissement de la piscine de désactivation· notamment par Manque De Tension Généralisé (état F)	Mise en service <input type="checkbox"/> SBO Refroidissement par <input type="checkbox"/> PTR (+EVUi + SRU)		
SFO Perte des deux trains PTR principaux notamment par perte de la station de pompage dans les états E et F	19.1.3Fso1 Perte totale de la source froide ultime long terme vis-à-vis du combustible en piscine de désactivation (états A à F)	Refroidissement par <input type="checkbox"/> PTR (+EVUi + SRU) (états E et F) Fermeture tube de transfert (état E) Ouverture du hall piscine par l'exutoire DWK (états A à E) Confinement du hall de manutention combustible (états A à E) Mise en service <input type="checkbox"/> de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation (états A à E)		
	19.1.3Fso2 MDTE long terme vis-à-vis du combustible en piscine de désactivation (états A à F)	Appoint SAR en air comprimé Réalimentation en fluide (fuel, huile, eau) des Diesels principaux		

	<b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE	CHAPITRE	19	SECTION	1.2
				CHAPITRE	19	PAGE	12/13
<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>		<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>		<b>Dispositions RRC-A</b>			
SFP Perte totale du refroidissement de la piscine BK en situation de MDTG dans les états A à F		19.1.3Fsp Perte totale refroidissement piscine BK suite à MDTG états A à F		Mise en service <input type="checkbox"/> SBO pour l'alimentation électrique de JAC/JPI Mise en service <input type="checkbox"/> de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation Isolement vanne tube transfert (état E) Ouverture du hall piscine par l'exutoire DWK Confinement du hall de manutention combustible			

<b>Section 18.1.2 :</b> <b>Séquences fonctionnelles</b>  <b>Hors 18.1.2 : Etudes déterministes hors EPS</b>	<b>Section 19.1.3 : Condition de Fonctionnement enveloppes</b>	<b>Dispositions RRC-A</b>
Scenarios déterministes hors EPS	19.1.3FSk.1 Perte totale de la source froide (état A) – Long terme	Déclenchement automatique des GMPP sur « faible débit IJPP » et « température de la barrière thermique élevée », Mise en place automatique du DEA, Refroidissement secondaire <input type="checkbox"/> , Réalimentation des bâches ASG par la bache JAC Isolement automatique de l'échantillonnage GV sur haute température des échangeurs, Basculement automatique du refroidissement des moteurs ISBP des trains 1&4 sur leur circuit de refroidissement diversifié DEL.(cas RCP non intègre) Mise en service <input type="checkbox"/> de l'EVU en mode aspersion (cas RCP non intègre)
	19.1.3FSk.2 Perte totale des alimentations électriques externes (état A) – Long Terme	Réalimentation en fluide (eau, fuel et huile) des diesels principaux, Moyen d'appoint au SAR
	19.1.3Fsq Fuite non isolable sur le tube de transfert (état E)	Positionnement de l'Assemblage en Cours de Manutention dans la cuve du réacteur ou en râtelier d'entreposage Fermeture tube de transfert (état E)

### **19.1.3 SÉQUENCES RCC-A**

**19.1.3FSA.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - DÉCLENCHEMENT TURBINE INTEMPESTIF AVEC GCT DISPONIBLE**

**19.1.3FSA.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV**

**19.1.3FSA.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES**

**19.1.3FSA.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - AUGMENTATION EXCESSIVE DU DÉBIT VAPEUR**

**19.1.3FSB.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV**

**19.1.3FSB.2A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE**

**19.1.3FSB.2B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES - PHASE COURT TERME**

**19.1.3FSB.2C ATWS PAR PERTE TOTALE DU PS + MDTE - PHASE LONG TERME (A)**

**19.1.3FSB.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DE CHARGE SECONDAIRE**

**19.1.3FSB.4A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION DU REACTEUR (ÉTAT A) - ASPERSION INTEMPESTIVE**

**19.1.3FSB.4B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE 20 CM 2 (RRC-A)**

**19.1.3FSB.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50)**

**19.1.3FSB.6 ATWS PAR DEFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ETAT A) CUMULE A UNE AUGMENTATION EXCESSIVE DE DEBIT VAPEUR**

**19.1.3FSC MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE (ÉTAT A)**

**19.1.3FSD PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE DES GV (ÉTAT A)**

**19.1.3FSE.1 PERTE TOTALE DE LA CHAINE DE REFOIDISSEMENT CONDUISANT A UNE BRECHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRE (ETAT A)**

**19.1.3FSE.2 MANQUE DE TENSION GENERALISEE CONDUISANT A UNE BRECHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ETAT A)**

**19.1.3FSF APRP (<45 CM<sup>2</sup>) SANS ISBP (ETAT A)**

**19.1.3FSG APRP (<20 CM<sup>2</sup>) SANS ISBP (ETAT A)**

**19.1.3FSH BAISSSE INCONTROLEE DU NIVEAU PRIMAIRE SANS SIGNAL D'IS DU SYSTEME DE PROTECTION (ETATS CB, D)**

**19.1.3FSJ.1 PERTE TOTALE DE LA CHAINE DE REFROIDISSEMENT EN ETAT CB2, CB3, D ET E**

**19.1.3FSJ.2 MANQUE DE TENSION GENERALISE (MDTG) EN ETATS CB1, CB2, CB3, D et E**

**19.1.3FSK.1 PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME 100H (ETAT A)**

**19.1.3FSK.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ELECTRIQUES EXTERNES LONG TERME (ETAT A)**

**19.1.3FSL.1 RTGV CUMULEE A LA DEFAILLANCE D'ISOLEMENT DU GV AFFECTE PAR SA VIV EN ETAT A**

**19.1.3FSM.1 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE EN PUISSANCE (ETATS A1 ET A2) AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL PS ANTI-DILUTION**

**19.1.3FSM.2 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ETATS A3 A E)**

**19.1.3FSN PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTEME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DESACTIVATION PAR MANQUE DE TENSION GENERALISE EN ETAT F**

**19.1.3FSO.1 PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTEME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DESACTIVATION DANS LES ETATS A A F, NOTAMMENT PAR PERTE DE LA STATION DE POMPAGE**

**19.1.3FSO.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ELECTRIQUES EXTERNES LONG TERME VIS-A-VIS DU COMBUSTIBLE EN PISCINE DE DESACTIVATION (ETATS A A F)**

**19.1.3FSP PERTE TOTALE DU REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DESACTIVATION EN SITUATION DE MANQUE DE TENSION GENERALISEE DANS LES ETATS A A F**

**19.1.3FSQ FUITE NON ISOLABLE SUR LE TUBE DE TRANSFERT (ETAT E)**





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSQ

PAGE 1/7

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSQ FUI TE NON ISOLABLE SUR LE TUBE DE TRANSFERT (ETAT E)</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION</b>	<b>3</b>
<b>2. PRINCIPES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>3. CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>4. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>4.1. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>4</b>
<b>4.2. CONCLUSION</b>	<b>5</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSQ

PAGE 2/7

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TABLEAUX :**

**TAB-19.1.3FSQ.1 ÉVALUATION DU DÉBIT DE FUITE DE TAILLE**

**CONVENTIONNELLE ..... 7**

## .19.1.3FSQ FUITE NON ISOLABLE SUR LE TUBE DE TRANSFERT (ETAT E)

### 1. INTRODUCTION

Une fuite de taille conventionnelle est considérée sur le tube de transfert, lorsque celui-ci est ouvert en état E lors des opérations de chargement/déchargement du combustible

La fuite de taille conventionnelle pour les tuyauteries à moyenne énergie se définit comme une fuite équivalente à un diamètre d'ouverture  $e \cdot D/4$ ,  $e$  représentant l'épaisseur de la tuyauterie et  $D$  son diamètre interne. Le calcul et la valeur de débit de fuite qui en découle sont détaillés au [TAB-19.1.3FSQ.1](#).

### 2. PRINCIPES D'ÉTUDE

Les règles d'analyse applicables aux études d'accidents du domaine RRC-A sont décrites dans la section 19.1.0.

### 3. CRITÈRES D'ÉTUDE

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous.

L'étude RRC-A affectant la piscine BK en communication avec la piscine BR (état E tube de transfert ouvert) est menée jusqu'à l'atteinte de l'état final caractérisé par les éléments suivants :

- le combustible en piscine est sous-critique;
- le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible;
- les rejets radioactifs restent tolérables.

Pour les scénarios concernant la piscine BK en communication avec la piscine BR, le critère à respecter est le non-découvrement du combustible. Deux niveaux sont considérés :

- le haut d'un assemblage entreposé dans le râtelier d'entreposage (hors assemblage en cours de manutention) (□ m).
- le haut d'un assemblage combustible en cours de manutention (□ m).

La présente étude analyse le scénario de vidange des piscines BK et BR en communication. Elle valorise la mise en position de l'élément combustible en cours de manutention dans le râtelier d'entreposage ou la cuve du réacteur. A ce titre, le critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A est □ m.

### 4. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE

En état E (tube de transfert ouvert), deux trains principaux sont utilisés pour refroidir la piscine de désactivation.

Les valeurs de puissance résiduelle retenues sont évaluées pour une gestion combustible UO<sub>2</sub>, avec une puissance thermique de □ MW et en tenant compte d'une incertitude égale à □ sigma. Par conservatisme, l'échauffement des masses des structures n'est pas considéré.

La charge thermique maximale dans la piscine combustible est atteinte juste après que le dernier élément combustible a été déchargé du réacteur et correspond à une puissance résiduelle de □ MW.

Lors des opérations de chargement/déchargement, le tube de transfert entre les piscines BR et BK est ouvert et les protections de sauvegarde valorisées dans les transitoires PCC sont actives.

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de  $\square$  °C (critère STE) est retenue pour couvrir toutes les situations de fonctionnement.  $\square$  L'évacuation de la puissance résiduelle du primaire peut être assurée par trois trains RIS-RA en mode RA.

Dans les transitoires de vidange accidentelle des piscines, le niveau d'eau initial pour les piscines BR et BK est considéré à  $\square$  m (critère STE). La première information significative est opérée en conduite normale  $\square$  (F1A), l'information significative à  $\square$  m (F1A) est opérée en conduite accidentelle.

Suite à la transmission de la première information significative à l'opérateur, toute action  $\square$ , c'est-à-dire qui doit être effectuée à l'extérieur de la Salle de Commande, peut être prise en compte au plus tôt  $\square$  h après l'information significative.

Le positionnement d'un assemblage combustible en cours de manutention dans le râtelier d'entreposage ou dans la cuve du réacteur est réalisé par du personnel déjà présent sur place à l'instant initial du transitoire ; à cet effet, il est réalisé  $\square$  minutes après la transmission de la première information significative (conformément au sous-chapitre 19.1.0).

Bien que la manutention du combustible soit effectuée à partir d'un plan automatique de chargement/déchargement préétabli, ces mouvements automatisés comportent des points d'arrêts pour les phases où un contrôle de l'opérateur est nécessaire. A ce titre, le positionnement d'un assemblage combustible en cours de manutention dans le râtelier d'entreposage ou dans la cuve du réacteur est considéré comme une action manuelle réalisée depuis le pupitre relatif à la chaîne du Poste de Manutention du Combustible (voir section 9.1.4).

La recherche de fuite en local réalisée dans le cadre de la conduite normale est une anticipation des actions qui seront ensuite demandées en CIA. Le résultat de la recherche de fuite en local est valorisé  $\square$  h après l'atteinte de la première information significative à  $\square$  m.

Les données géométriques relatives aux piscines sont les suivantes :

- surface de la piscine de désactivation (seule) =  $\square$  m<sup>2</sup>;
- surface de la piscine de désactivation et de la fosse de chargement =  $\square$  m<sup>2</sup>;
- surface de la piscine de désactivation et du compartiment transfert BK =  $\square$  m<sup>2</sup>;
- surface des piscines BR et BK en communication =  $\square$  m<sup>2</sup>.

#### **4.1. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

En état E, les piscines BR et BK sont portées à leur niveau nominal ( $\square$  m) de sorte à assurer le chargement/déchargement du combustible ( $\square$ ). Une fuite sur le tube de transfert a pour conséquences une diminution du niveau des piscines des bâtiments réacteur et combustible en communication. L'eau peut soit s'écouler à l'intérieur du BR soit dans l'espace entre enceinte (coté BK, une double enveloppe entre les compensateurs du tube de transfert et le liner munie d'un système de détection de fuite permet d'exclure la propagation de la fuite).

Lorsque la piscine BK est en communication avec la piscine BR, la porte entre la piscine de désactivation et la fosse de chargement est fermée et le batardeau BK est posé (faisant office de double isolement). Le scénario étudié est le scénario enveloppe où le tube de transfert est initialement ouvert en état E.

A l'atteinte du niveau  $\square$  m, l'arrêt des manutentions combustibles est initié après positionnement des éléments combustibles en cours de manutention dans la cuve coté BR ou le râtelier de stockage coté BK.  $\square$ . En considérant un débit de fuite de  $\square$  m<sup>3</sup>/h (voir [TAB-19.1.3FSQ.1](#)) et la surface des piscines BR et BK en communication, le niveau piscine est alors de  $\square$  m.

L'opérateur en salle de commande demande les actions locales de fermeture de la vanne du tube de transfert et de la porte entre la piscine et le compartiment transfert BK. Ces actions opérateur sont supposées réalisées 1 h après l'atteinte de l'information significative à  $\square$  m ; le niveau piscine est alors de  $\square$  m, soit supérieur aux seuils de déclenchement des pompes PTR à  $\square$  m et RIS-RA en mode RA à  $\square$  m.

A l'atteinte du niveau  $\square$  m, la fuite aura pour conséquences un isolement automatique des vannes de pied de compartiment BR et BK, des vannes d'isolement enceinte RPE des drains de plancher n°1 et n°2 ainsi qu'un déclenchement des trains RIS-RA en mode RA initialement en service.

En supposant de manière pénalisante qu'aucune action opérateur n'est réalisée 30 min avant l'atteinte du seuil à  $\square$  m, la baisse de niveau dans la piscine BR (isolée de la piscine BK) peut dépasser  $\square$  cm en 30 min. Le niveau sera compris entre  $\square$  m et  $\square$  m en fonction de la taille de fuite, ce qui ne permet pas d'exclure la possibilité d'une fuite sur un train RIS-RA.

Côté BR, si le niveau piscine est inférieur à  $\square$  m, les trains RIS/RA sont déclarés sains puisqu'une brèche sur un train RIS-RA ne peut conduire à une vidange de la piscine en-deçà du niveau  $\square$  m. L'opérateur procède à la remise en service des trains RIS-RA initialement en fonctionnement ; le refroidissement de la piscine BR est récupéré.

Si le niveau piscine est supérieur à  $\square$  m, une brèche sur les trains RIS-RA est suspectée. L'opérateur procède à la réalisation du Test d'Intégrité Primaire (TIP) par dé-isolement séquentiel des trains RIS-RA. Il teste le premier train RIS-RA en le mettant en service et observe le niveau piscine BR. Si celui-ci continue de baisser, l'opérateur isole le train RIS-RA connecté et le considère comme potentiellement non intègre. L'opérateur teste alors le second train et observe que le niveau piscine continue de baisser. Dans la mesure où aucune fuite sur un train RIS-RA n'a été détectée, l'opérateur remet en service tous les trains RIS-RA disponibles. Le refroidissement de la piscine BR est récupéré.

Le refroidissement du BR est retrouvé au plus tard  $\square$  min après l'isolement automatique des trains. La perte de refroidissement induite côté BR par l'arrêt momentané du RIS-RA conduit à une température moyenne maximale dans la piscine BR de  $\square$ ° C, garantissant ainsi l'absence d'ébullition. La température du circuit primaire et de la piscine BR se stabilise à nouveau à  $\square$ °C.

Si le résultat de la recherche de fuite en local conclut que la fuite est localisée à l'intérieur de l'enceinte du BR, la recirculation entre l'IRWST et la piscine BR via la ligne de trop plein est mise en place.

Si le résultat de la recherche de fuite en local conclut que la fuite est localisée au niveau de l'espace entre enceintes, la recirculation entre l'IRWST et la piscine BR via la ligne de trop plein ne sera pas mise en place.

De part la conception des piscines, une fuite sur le tube de transfert au niveau de l'espace entre-enceintes n'entraîne pas le découverture des assemblages combustibles entreposés dans la cuve du réacteur, le muret à  $\square$  m garantissant une hauteur minimale dans les compartiments cuve et internes.

Le combustible étant entreposé et les trains RIS-RA en service, le refroidissement BR est assuré.

Côté BK, le refroidissement de la piscine combustible est maintenu en service durant toute la durée du transitoire. En l'absence de la perte des trains principaux PTR, la température de l'eau de la piscine combustible ne dépasse pas le critère STE, soit  $\square$ °C.

L'état final est ainsi atteint en respectant les critères de sûreté.

#### **4.2. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de fuite non isolable sur une tuyauterie connectée à la piscine de désactivation :

- le combustible en piscine est sous-critique;

- le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible;
- les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage entreposé (□ m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- positionnement de l'assemblage combustible en cours de manutention dans la cuve du réacteur ou le râtelier d'entreposage;
- fermeture de la vanne du tube de transfert.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSQ

PAGE 7/7

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSQ.1 ÉVALUATION DU DÉBIT DE FUITE DE  
TAILLE CONVENTIONNELLE**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSA.1 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – DÉCLENCHEMENT TURBINE INTEMPESTIF AVEC GCT DISPONIBLE. . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.1. DÉFINITION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.2. CAUSES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.4. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>7</b>



**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSA.1.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - DÉCLENCHEMENT TURBINE - CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES/FONCTIONS SOLlicitÉS.....</b>	<b>8</b>
--	----------

<b>TAB-19.1.3FSA.1.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - DÉCLENCHEMENT TURBINE - SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>9</b>
--	----------

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSA.1.1 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE - PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ .....</b>	<b>10</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.2 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES.....</b>	<b>11</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.3 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – PRESSION ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR.....</b>	<b>12</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.4 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS .....</b>	<b>13</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.5 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE.....</b>	<b>14</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.6 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – DÉBIT ET TEMPERATURE ARE.....</b>	<b>15</b>
---	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.7 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – DÉBIT VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE.....</b>	<b>16</b>
--	-----------

<b>FIG-19.1.3FSA.1.8 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – DÉCLENCHEMENT TURBINE – CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR.....</b>	<b>17</b>
---	-----------

## .19.1.3FSA.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – DÉCLENCHEMENT TURBINE INTEMPESTIF AVEC GCT DISPONIBLE

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

On étudie le Déclenchement de Turbine (DT) intempestif avec GCT disponible, alors que le réacteur est dans les conditions de fonctionnement définies par l'Etat A, en cumulant le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt.

#### 1.2. CAUSES

Le déclenchement de turbine intempestif peut être causé par :

- un signal intempestif de fermeture des vannes d'admission turbine,
- une perturbation du réseau électrique (perturbation entraînant des variations de tension ou de fréquence),
- un signal de déclenchement des disjoncteurs de la tranche.

Le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt peut arriver après désactivation de leurs bobines de maintien. Dans ce cas, le fonctionnement des grappes suite à des signaux de contrôle, de limitation ou de protection est également défaillant.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas de déclenchement turbine avec GCT disponible cumulé à un blocage mécanique des grappes sont les suivants :

- montée en pression du circuit secondaire provoquant un échauffement et une montée en pression du circuit primaire,
- diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur provoquée par l'échauffement du fluide primaire suite à l'initiateur,
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition, dû à l'échauffement du fluide primaire et à la diminution du débit primaire lors de l'arrêt des GMPP sur signal ATWS + « Bas niveau GV » (seuil Min1p),
- diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur provoquée par l'échauffement du fluide primaire à l'arrêt des GMPP,
- diminution de la puissance cœur due à l'injection du bore par le RBS qui assure la sous-criticité du cœur à long terme,
- diminution de l'inventaire en eau des GV jusqu'à ce que la puissance cœur soit complètement évacuée par le petit débit ARE injecté dans les GV.

#### 2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique ;

- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire ;
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 % ;
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion ;
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1 482 °C, pour les accidents rapides n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.




### 3. SCÉNARIO

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ni d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.

Le déclenchement turbine intempestif conduit à un déséquilibre entre la puissance cœur et la puissance évacuée par la turbine. Le déclenchement de la turbine entraîne une augmentation de la pression du secondaire qui se stabilise à la pression d'ouverture du GCT, celui-ci étant disponible. En conséquence, les pression et température du circuit primaire augmentent. Cet échauffement entraîne une baisse de puissance par effet modérateur.


Le signal d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) par « Haute pression pressuriseur » (seuil Max2p), est alors sollicité mais ne conduit pas à la chute des grappes. Le grand débit ARE est isolé.

Les soupapes de sûreté du pressuriseur s'ouvrent pour limiter l'augmentation de la pression primaire.

Sur compte rendu du signal d'AAR, après détection de deux grappes en position haute , le système de protection émet le signal ATWS sur « signal d'AAR et grappes en position haute ». Ce signal ATWS, classé F2, est une fonction RRC-A spécialement conçue pour les séquences RRC-A « ATWS par défaillance des grappes ». Ce signal conduit à l'arrêt automatique des GMPP sur émission du signal « Bas niveau GV » (seuil Min1p).

Suite à l'arrêt des GMPP, la diminution du débit primaire réduit encore davantage la capacité d'évacuation de la puissance du cœur par le fluide primaire. L'échauffement entraîne une nouvelle diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur.

La baisse de la puissance cœur est ensuite assurée via l'injection de bore par le RBS.

L'état final RRCA est obtenu quand l'évacuation stable de la puissance est assurée par les GV via le GCT. L'apport en eau des GV est lui assuré par les lignes petit débit ARE et/ou l'ASG. Le signal ATWS démarre aussi automatiquement l'injection par le RBS de bore , assurant ainsi de façon automatique la sous-criticité du cœur dans la phase long terme.

### 4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT

#### 4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS

Les paramètres dominants pénalisés vis-à-vis de la crise d'ébullition sont listés ci-après :

- Le coefficient densité modérateur ;
- Le RFTC initial ;
- La capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire.

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [ ] .

L'accident est simulé à l'aide du code [ ] qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [ ] à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues des résultats de l'étude de l'accident [ ] . Ce calcul permet de vérifier le respect du critère relatif à l'absence de crise d'ébullition (RFTC).

[ ]

#### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

Le Coefficient Densité Modérateur et le RFTC initial sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe. Les autres paramètres sont pris soit à leur valeur nominale lorsque celle-ci est disponible, soit à une valeur pénalisée lorsqu'aucune valeur nominale n'est disponible.

##### **4.3.1. État initial**

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal [ ] . Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à respecter la cohérence avec les conditions de calcul du RFTC initial [ ]

[ ]

##### **4.3.2. Données neutroniques**

[ ]

##### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

Le déclenchement de la turbine intervient [ ] . La fermeture des vannes d'admission turbine est instantanée.

Les lignes grand débit ARE sont isolées sur signal AAR. Le temps de fermeture des vannes d'isolement grand débit est de [ ] secondes.

Le petit débit ARE est pris en compte après AAR. La température initiale de l'ARE est de [ ] °C puis évolue en fonction du volume ARE injecté dans les GV après le déclenchement de la turbine.

La première soupape du pressuriseur s'ouvre à la pression de tarage nominale avec un débit maximal. Un temps d'ouverture nul est retenu. Une hystérésis [ ] de la pression de tarage est considérée.

La capacité des vannes GCT est prise maximale et le point de consigne d'ouverture nominal.

Le débit injecté par le RBS est pris minimal et une température minimale est considérée. La concentration en bore est prise minimale.

Les caractéristiques de ces systèmes sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.1.1](#).

#### 4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations

La régulation de niveau pressuriseur par le RCV n'est pas prise en compte.

Le contrôle de la pression GV par le GCT est pris en compte de manière à maximiser l'évacuation de la puissance par les systèmes secondaires dans les premières secondes de l'accident.

La régulation de pression pressuriseur par l'aspersion normale n'est pas prise en compte afin de solliciter les soupapes du pressuriseur.

La régulation de niveau GV n'est pas prise en compte : un petit débit ARE maximal est considéré après AAR afin de maximiser l'évacuation de la puissance par les systèmes secondaires.

La régulation de température moyenne primaire n'est pas prise en compte du fait de l'indisponibilité des grappes de contrôle.

#### 4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

Le système de protection peut émettre les signaux suivants :

- signal d'AAR sur « Haute pression pressuriseur MAX2p »,
- signal d'ATWS sur signal d'AAR avec « au moins deux grappes en position haute »,
- signal d'isolement de la purge GV sur « Bas niveau GV MIN1p (GE) ».

Les dispositions RRC-A suivantes interviennent :

- signal de borication automatique par le RBS sur signal ATWS,
- signal d'arrêt automatique des 4 GMPP sur signal ATWS cumulé au signal « Bas niveau GV MIN1p (GE) ».

Les caractéristiques associées à ces dispositions sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.1.1](#).

### **4.4. RÉSULTATS**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsa.1.2](#) présente la séquence des événements de l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes – Déclenchement turbine.

L'évolution des principaux paramètres du transitoire est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsa.1.1](#) à [FIG-19.1.3Fsa.1.8](#).

L'accident est initié par le déclenchement turbine, qui conduit à une augmentation brutale de la pression dans les GV jusqu'à ouverture du GCT puis à une augmentation de la température dans le secondaire. Cet échauffement du secondaire entraîne un échauffement du primaire et une première baisse de puissance cœur par effet modérateur. Cette diminution de la puissance entraîne une hausse du RFTC.

La pression du primaire augmente jusqu'à atteindre le seuil PS de « Haute Pression Pressuriseur MAX2p », qui provoque le signal d'AAR (9,1 secondes) mais ne conduisant pas à la chute des grappes (hypothèse de blocage mécanique de toutes les grappes). Le système de protection émet le signal ATWS sur signal d'AAR avec détection d'au moins deux grappes en position haute ». La 1<sup>ère</sup> soupape du pressuriseur est sollicitée une première fois.

Le signal ATWS entraîne la mise en service des pompes RBS. Lorsque le signal ATWS est cumulé avec le signal « Bas Niveau GV MIN1 (GE) », il entraîne aussi l'arrêt des GMPP ». La diminution du débit primaire réduit encore davantage la capacité d'évacuation de la puissance cœur par le fluide primaire. La 1<sup>ère</sup> soupape du pressuriseur est sollicitée une seconde fois. L'échauffement entraîne une nouvelle diminution de la puissance de réacteur par effet modérateur.

La valeur minimale du RFTC étant supérieure aux critères présentés au § 2.2., il n'y a pas de risque de crise d'ébullition.

La puissance thermique décroît au cours de l'accident et par conséquent la puissance linéique décroît également (le FQ étant supposé constant). Dans la mesure où l'accident est initié à une puissance linéique égale à la LCO [], la puissance linéique reste nécessairement inférieure à la valeur [] (§ 2.2.) en dessous de laquelle il ne peut y avoir fusion du combustible (car il n'y a pas d'entrée en crise d'ébullition).

La pression secondaire se stabilise autour de la pression d'ouverture du GCT. La température moyenne et la pression du primaire baissent progressivement jusqu'à la fin de l'accident. La diminution de la température primaire pour atteindre l'état stable induit une légère augmentation en réactivité par effet modérateur qui est compensée par l'arrivée du bore dans le cœur par le RBS qui assure la baisse de la puissance cœur.

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au § 2.2.. Les critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits au § 2.2. sont donc respectés.

Par ailleurs :

- La sous-criticité du cœur est assurée avec la borication par les 2 trains RBS ;
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le GCT, et le petit débit ARE ;
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Pour l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes – Déclenchement turbine, l'état final RRC-A est donc atteint.

#### **4.5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 2.2., c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A », pour l'accident de déclenchement turbine lors d'un ATWS par blocage mécanique des grappes :

- La sous-criticité du cœur est assurée avec la borication par les 2 trains RBS ;
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par l'intermédiaire des GV via le GCT, et le petit débit ARE ;
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- La borication automatique par le RBS sur signal ATWS;
- L'arrêt automatique des 4 GMPP sur signal ATWS cumulé au signal « Bas niveau GV MIN1 (GE) ».



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 8/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSA.1.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE  
DES GRAPPES (ÉTAT A) - DÉCLENCHEMENT TURBINE -  
CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES/FONCTIONS  
SOLLICITÉS**

□

## **TAB-19.1.3FSA.1.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) - DÉCLENCHEMENT TURBINE - SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>	<i>Evènement</i>
0,0	Conditions initiales
□	Déclenchement turbine
1,35	Ouverture de la première vanne du GCT
9,1	Signal d'AAR sur « Haute pression Pressuriseur Max2p »
24,1	Signal ATWS
26,5	Ouverture de la première soupape du pressuriseur
36,5	Fermeture de la première soupape pressuriseur
55	Mise en service du RBS à plein débit
□	Déclenchement des GMPP
110,5	RFTC minimum □ avec (P, G, X) = (163,06 bar ; 98,29 G/s.cm <sup>2</sup> ; 0,248), cote = 362,95 cm
114,5	RFTC minimum □ avec (P, G, X) = (164,33 bar ; 92,59 G/s.cm <sup>2</sup> ; 0,333), cote = 409,95 cm





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 10/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.1 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHEMENT TURBINE - PUISSANCES NUCLÉAIRE ET  
THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 11/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.2 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHÉMENT TURBINE – TEMPÉRATURES BRANCHES  
CHAUDES ET BRANCHES FROIDES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 12/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.3 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLÈNCHÉMENT TURBINE – PRESSION ET NIVEAU DANS LE  
PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 13/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.4 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHÉMENT TURBINE – DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 14/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.5 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHEMENT TURBINE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET  
GAMME LARGE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 15/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.6 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHÉMENT TURBINE – DÉBIT ET TEMPERATURE ARE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 16/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.7 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHEMENT TURBINE – DÉBIT VAPEUR ET PRESSION  
SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.1

PAGE 17/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.1.8 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
DÉCLENCHEMENT TURBINE – CONCENTRATION EN BORE DANS  
LE CŒUR**

□



## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSA.2 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
1.1. DÉFINITION	3
1.2. CAUSES	3
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>3</b>
2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS	3
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES	3
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
4.1. PARAMETRES DOMINANTS	5
4.2. CODES ET MODELISATION	5
4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES	5
4.3.1. ÉTAT INITIAL	5
4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES	5
4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES	5
4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS	6
4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE	6
4.4. RESULTATS	7
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>8</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSA.2.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – CONDITIONS INITIALES, CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET DISPOSITIONS RRC-A .....</b>	<b>9</b>
<b>TAB-19.1.3FSA.2.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>10</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSA.2.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – NIVEAUX GV .....</b>	<b>11</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – RÉACTIVITÉ TOTALE ET PUISSANCES CŒUR .....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBITS PRIMAIRES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR ET PRESSIONS AU PRIMAIRE .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.5 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – NIVEAU PRESSURISEUR ET DÉBITS À LA TURBINE, GCT, VDA .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.6 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – PRESSIONS SECONDAIRES ET DÉBIT ARE, ASG.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.2.7 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBIT RBS ET VARIATION DE LA CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR.....</b>	<b>17</b>

## .19.1.3FSA.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

On étudie la perte de l'eau alimentaire normale, alors que le réacteur est dans les conditions de fonctionnement définies par l'État A, en cumulant le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt.

#### 1.2. CAUSES

La perte de l'eau alimentaire normale peut être causée par :

- l'isolement des lignes d'alimentation normale des GV ou par la défaillance des vannes réglantes ARE, ou
- la défaillance des pompes alimentaires normales, ou
- l'activation intempestive du signal « bas niveau dans la bêche ADG » qui conduit au déclenchement des pompes alimentaires normales (APA) et de la pompe de démarrage et d'arrêt (AAD).

Le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt peut arriver après désactivation de leurs bobines de maintien. Dans ce cas, le fonctionnement des grappes suite à des signaux de contrôle, de limitation ou de protection est également défaillant.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas de perte de l'eau alimentaire normale cumulée à un blocage mécanique des grappes sont les suivants :

- échauffement du circuit primaire et diminution de la puissance cœur par effet modérateur,
- forte diminution de l'inventaire en eau des GV jusqu'à ce que la réduction de puissance soit suffisante pour que l'Alimentation de Secours des GV (ASG), démarrée automatiquement sur signal « Bas niveau GV MIN2p (GL) », compense la production de vapeur,
- déclenchement turbine sur signal d'AAR sans chute des grappes qui provoque le signal ATWS sur « signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute »,
- augmentation de pression secondaire et évacuation de la puissance par les Vannes de Décharge à l'Atmosphère (VDA) et le Groupe de Contournement Turbine au condenseur (GCT),
- arrêt de tous les GMPP sur signal ATWS cumulé à une mesure de « Bas niveau GV MIN1 (GE) »,
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition dû à l'échauffement du fluide primaire,
- injection automatique RBS avec du bore enrichi suivant le signal ATWS qui assure la sous criticité du cœur à long terme.

#### 2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10% de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482 °C pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.



### 3. SCÉNARIO

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ou d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.

Suite à la perte de l'eau alimentaire normale, qui consiste en un déclenchement de toutes les pompes APA et AAD, les signaux d'AAR et de déclenchement turbine sont émis. Les grappes de contrôle et d'arrêt étant bloquées, la réduction de la puissance du réacteur provient, à court terme, de la diminution de la réactivité due à la diminution de la densité du modérateur résultant des effets suivants :

- augmentation de température du primaire en raison du couplage thermique par l'intermédiaire des tubes du GV suite à l'augmentation de pression secondaire (évacuation de puissance côté secondaire via le GCT, les VDA, ou les soupapes de sûreté GV),
- augmentation de la température primaire du fait de la diminution de la capacité de transfert thermique des GV (suite à leur vidange) tant que la puissance du réacteur est supérieure à la puissance évacuée par les GV,
- réduction du débit primaire (arrêt des GMPP suite au signal ATWS cumulé au signal « Bas niveau GV MIN1 (GE) ») provoquant une élévation de la température du cœur.

Après le déclenchement de la turbine, l'évacuation de la puissance au secondaire est assurée par le GCT, ainsi que par les VDA. Les soupapes de sûreté des GV sont également disponibles.

Les soupapes de sûreté du pressuriseur s'ouvrent pour limiter l'augmentation de la pression du côté primaire.

Sans action supplémentaire, cet état serait stable aussi longtemps que l'inventaire en eau des GV serait suffisant pour évacuer la puissance primaire (cœur + GMPP). Puis, la forte diminution de la capacité de transfert thermique entraînerait une brutale augmentation de la température et de la pression au primaire.

Un signal ATWS est émis sur « signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute ». Ce signal ATWS (et les actions associées) est la disposition RRC-A mise en œuvre pour les séquences RRC-A "ATWS par blocage mécanique des grappes" et est classé F2. Il provoque l'arrêt de tous les GMPP sur signal « Bas niveau GV MIN1 (GE) » avant la fin de la vidange des GV, ce qui limite l'augmentation de pression primaire.

Le signal ATWS démarre aussi automatiquement l'injection par le RBS de bore [1], assurant ainsi de façon automatique la sous-criticité du cœur dans la phase long terme.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. PARAMETRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après :

- le coefficient densité modérateur (CDM),
- le RFTC initial,
- la capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire.

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être pris à leur valeur nominale ou pénalisée avec incertitude.

### **4.2. CODES ET MODELISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [1].

L'accident est simulé à l'aide du code [1] qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [1] à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues des résultats de l'étude de l'accident [1]. Ce calcul permet de vérifier le respect du critère relatif à l'absence de crise d'ébullition (RFTC).

[1]

### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

Les paramètres dominants vis-à-vis de la crise d'ébullition, à savoir le Coefficient Densité Modérateur et le RFTC initial, sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe. La capacité d'évacuation de la puissance au secondaire est maximisée (débit GCT maximum, débit VDA maximum, débit ASG maximum, température ASG minimale). Les autres paramètres sont pris soit à leur valeur nominale lorsque celle-ci est disponible, soit à une valeur pénalisée lorsqu'aucune valeur nominale n'est disponible.

#### **4.3.1. État initial**

Les conditions thermohydrauliques initiales sont indiquées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.2.1](#), avec leurs incertitudes.

Elles correspondent aux conditions de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal [1]. Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à respecter la cohérence avec les conditions de calcul du RFTC initial :

[1]

#### **4.3.2. Données neutroniques**

[1]

#### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

Par hypothèse, le débit ARE s'annule instantanément à l'instant initial.

La première soupape du pressuriseur s'ouvre à la pression de tarage nominale avec un débit maximal. Un temps d'ouverture nul est retenu. Une hystérésis [] est considérée.

Le débit à la turbine est constant jusqu'au déclenchement de la turbine.

Le GCT permet de maintenir un niveau de puissance supérieur avant l'AAGMPP, et est donc pénalisant vis-à-vis du RFTC. La pression d'ouverture du GCT est considérée sans incertitude.

La capacité des vannes de contrôle du VDA est prise maximale et le point de consigne d'ouverture nominal.

Le débit injecté par l'ASG est pris maximal et une température minimale est considérée.

Le débit injecté par le RBS est pris minimal et une température minimale est considérée. La concentration en bore est prise minimale.

Les caractéristiques de ces systèmes sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.2.1](#).

#### **4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations**

La régulation de la pression du pressuriseur est prise en compte afin d'éviter l'ouverture des PSV ce qui s'avère pénalisant pour l'accident. Le débit d'aspersion est pris minimal pour pénaliser la densité de modérateur et donc la puissance après l'arrêt des GMPP au moment de l'atteinte du RFTC minimal.

La régulation du niveau pressuriseur par le RCV est prise en compte de manière à réduire le volume d'eau dans le pressuriseur et limiter l'augmentation de la pression primaire de façon pénalisante vis-à-vis du RFTC.

La régulation de pression secondaire se fait par le GCT et les VDA. La régulation de prépositionnement des vannes réglantes du VDA en fonction de la puissance thermique cœur n'est pas prise en compte. Ces vannes sont donc pleines ouvertes à l'ouverture des vannes d'isolement du VDA, ce qui provoque une chute de pression au secondaire et un refroidissement du fluide primaire, maintenant ainsi un niveau de puissance élevée avant l'arrêt des GMPP. Les vannes GCT et VDA sont capables de maintenir la pression secondaire à la pression de tarage avec une capacité minimale de débit.

#### **4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Le système de protection peut émettre les signaux suivants :

- signal d'AAR sur « Haute pression pressuriseur MAX2p »,
- signal d'AAR sur « Haute pression GV MAX1p »,
- signal d'AAR sur « Bas niveau GV MIN1p (GE) »,
- signal d'ouverture des vannes d'isolement du VDA sur signal « Haute pression GV MAX1p »,
- signal de démarrage des pompes ASG sur signal « Bas niveau GV MIN2p (GL) »,
- signal d'ATWS sur signal d'AAR avec « au moins deux grappes en position haute ».

Les dispositions RRC-A suivantes interviennent :

- signal de borication automatique par le RBS sur signal ATWS,
- signal d'arrêt automatique des 4 GMPP sur signal ATWS cumulé au signal « Bas niveau GV MIN1p (GE) ».

La fonction automatique de « chute des grappes sur perte ARE », qui permet d'obtenir, avant que le signal d'AAR ne soit émis, la chute des grappes, le déclenchement turbine et l'isolement de la ligne grand débit ARE, n'est pas valorisée.

Les caractéristiques de ces dispositions sont précisées dans le [TAB-19.1.3Fsa.2.1](#).

#### **4.4. RESULTATS**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsa.2.2](#) présente la séquence d'évènements de l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes – Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV.

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsa.2.1](#) à [FIG-19.1.3Fsa.2.7](#).

L'accident est initié par la perte de l'eau alimentaire normale, qui conduit à une diminution du niveau d'eau dans les GV puis à une augmentation de la pression du secondaire. Cet échauffement du secondaire entraîne un échauffement du primaire et une première baisse de puissance cœur par effet modérateur.

Le niveau GV gamme étroite diminue jusqu'à atteindre le seuil PS de « Bas Niveau GV MIN1p (GE) », qui provoque le signal d'AAR (42,6 secondes) conduisant au déclenchement de la turbine, mais sans chute des grappes (hypothèse de blocage mécanique de toutes les grappes). Le système de protection émet le signal ATWS sur signal d'AAR avec détection d'« au moins deux grappes en position haute » après une temporisation [\[ \]](#). Le déclenchement de la turbine entraîne une montée en pression du secondaire qui sollicite le GCT (47,2 secondes) et les VDA (54,7 secondes).

Le signal ATWS entraîne la mise en service des pompes RBS. Lorsque le signal ATWS est cumulé avec le signal « Bas Niveau GV MIN1 (GE) », il entraîne aussi l'arrêt des GMPP (57,6 secondes). La diminution du débit primaire réduit encore davantage la capacité d'évacuation de la puissance cœur par le fluide primaire. L'échauffement entraîne une nouvelle diminution de la puissance de réacteur par effet modérateur.

[\[ \]](#)

- [\[ \]](#)
- [\[ \]](#)

La valeur minimale du RFTC étant supérieure au critère [\[ \]](#), il n'y a pas de risque de crise d'ébullition.

La puissance thermique décroît au cours de l'accident et par conséquent la puissance linéique décroît également (le FQ étant supposé constant). Dans la mesure où l'accident est initié à une puissance linéique égale à la LCO [\[ \]](#), la puissance linéique reste nécessairement inférieure à la valeur [\[ \]](#) ([§ 2.2.](#)) en dessous de laquelle il ne peut y avoir fusion du combustible (car il n'y a pas d'entrée en crise d'ébullition).

La pression secondaire se stabilise autour de la pression d'ouverture du GCT. En conséquence, les pression et température du circuit primaire augmentent une deuxième fois jusqu'à atteindre le seuil d'ouverture des soupapes du pressuriseur [\[ \]](#). Après l'évacuation de la puissance cœur par les soupapes du pressuriseur, les pressions se stabilisent côté primaire et secondaire. La diminution de la température primaire pour atteindre l'état stable induit une légère augmentation en réactivité par effet modérateur qui est compensée par l'arrivée du bore dans le cœur par le RBS qui assure la baisse de la puissance cœur.

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est ainsi démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au [§ 2.2.](#) Les critères techniques d'acceptation PCC-4 sont donc eux aussi respectés.

Par ailleurs :

- La sous-criticité du cœur est assurée avec la borication par les 2 trains RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le GCT et l'ASG.

- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Pour l'accident d'ATWS par blocage mécaniques des grappes – Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV, l'état final RRC-A est donc atteint.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Elle démontre qu'après la perte totale de l'eau alimentaire normale des GV cumulée à un blocage mécanique des grappes en état A, l'état final RRC-A respectant les critères de sûreté mentionnés au [§ 2.2.](#) est atteint :

- La sous-criticité du cœur est assurée.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- mise en service automatique du RBS sur signal ATWS,
- arrêt automatique des 4 GMPP sur signal ATWS cumulé au signal de « bas niveau GV MIN1p (GE) ».





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 9/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSA.2.1 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE  
DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE  
NORMALE DES GV (ÉTAT A) – CONDITIONS INITIALES,  
CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET DISPOSITIONS RRC-**

**A**

□

**TAB-19.1.3FSA.2.2 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE  
DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE  
NORMALE DES GV (ÉTAT A) – SÉQUENCE DES  
ÉVÉNEMENTS**

<b>Temps (s)</b>	<b>Evènement</b>
0,0	Conditions initiales
0,1	Perte de l'eau alimentaire normale
42,6	Signal d'AAR sur « Bas niveau GV MIN1p [ ] »
[ ]	Déclenchement turbine
47,2	Ouverture de la première vanne du GCT
54,7	Ouverture des VDA sur « Haute pression GV MAX1p [ ] »
[ ]	Signal ATWS
[ ]	Déclenchement des GMPPs
[ ]	RFTC minimum [ ]
[ ]	RFTC minimum [ ]
87,6	Mise en service du RBS à plein débit
93,0	Mise en service de l'ASG sur « Bas niveau GV MIN2p [ ] »
95,8	Fermeture des VDA
245,1	Ouverture de la première soupape du pressuriseur
368,1	Fermeture de la première soupape du pressuriseur

**FIG-19.1.3FSA.2.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – NIVEAUX GV**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 12/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – RÉACTIVITÉ TOTALE ET PUISSANCES CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 13/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBITS PRIMAIRES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 14/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR ET PRESSIONS AU PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 15/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.5 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – NIVEAU PRESSURISEUR ET DÉBITS À LA TURBINE, GCT, VDA**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 16/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.6 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – PRESSIONS SECONDAIRES ET DÉBIT ARE, ASG**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.2

PAGE 17/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.2.7 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE DES GV (ÉTAT A) – DÉBIT RBS ET VARIATION DE LA CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSA.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS PÉNALISÉS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.4. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>9</b>

**TABLEAUX :**

**TAB-19.1.3FSA.3.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – PRINCIPALES HYPOTHÈSES ..... 10**

**TAB-19.1.3FSA.3.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS ..... 11**

**FIGURES :**

**FIG-19.1.3FSA.3.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME VITESSE GMPP ET DÉBIT VOLUMIQUE BOUCLE RELATIFS ..... 12**

**FIG-19.1.3FSA.3.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PUISSANCES NORMALISÉES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES..... 13**

**FIG-19.1.3FSA.3.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRESSION PRESSURISEUR ET DÉBIT PREMIÈRE SOUPE PRESSURISEUR..... 14**

**FIG-19.1.3FSA.3.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – NIVEAU PRESSURISEUR ET RFTC ..... 15**

**FIG-19.1.3FSA.3.5 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – PRESSION SORTIE GV ET DÉBIT TOTAL GCT ..... 16**

**FIG-19.1.3FSA.3.6 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – NIVEAU GV GAMME LARGE ET DÉBITS ASG ..... 17**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.3

PAGE 3/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG–19.1.3FSA.3.7 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES  
(ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES  
EXTERNES – PHASE COURT TERME DÉBIT RBS ET VARIATION DE  
CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR..... 18**

**FIG–19.1.3FSA.3.8 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES  
(ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES  
EXTERNES – PHASE COURT TERME – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE  
LA RÉACTIVITÉ ..... 19**

## .19.1.3FSA.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT

L'accident étudié dans la présente section correspond à la perte totale des alimentations électriques externes cumulée à un blocage mécanique des grappes en état A (ATWS par blocage mécanique des grappes).

La perte totale des alimentations électriques externes entraîne la perte de l'alimentation de tous les auxiliaires de l'installation, c'est-à-dire les pompes primaires, les pompes d'extraction des condensats, les pompes d'eau alimentaire normale, etc.

#### 1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT

La perte totale des alimentations électriques externes peut être due à une perte complète du réseau extérieur ou à la perte du système de distribution électrique du site.

Le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt peut arriver après désactivation de leurs bobines de maintien. Dans ce cas, le fonctionnement des grappes suite à des signaux de contrôle, de limitation ou de protection est également défaillant.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

L'accident de perte totale des alimentations électriques externes cumulé à un blocage mécanique des grappes appartient à la famille des pertes totales ou partielles de débit primaire.

La perte totale des alimentations électriques externes provoque l'arrêt de tous les GMPP et de toutes les pompes APA (ARE), ainsi qu'un déclenchement de la turbine. La pompe AAD est indisponible faute d'alimentation électrique. Le vide au condenseur n'est pas maintenu et le GCT est rapidement indisponible.

Le déroulement de l'accident est caractérisé par un échauffement du fluide primaire résultant de la diminution de débit primaire induite par l'arrêt des GMPP d'une part, et de la réduction de la capacité d'évacuation de la puissance primaire par le secondaire induite par la perte de l'ARE et le déclenchement de la turbine d'autre part.

Cet échauffement conduit à une diminution de la puissance cœur par contre-réaction modérateur, qui n'est cependant pas suffisamment rapide par rapport à la diminution de débit primaire : le rapport puissance cœur sur débit primaire augmente, entraînant un risque de crise d'ébullition (diminution du RFTC), et potentiellement un échauffement de la gaine si l'entrée en crise d'ébullition est effective.

Suite à l'arrêt des GMPP, le signal F1A d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) par « Basse Vitesse GMPP » dans 2 boucles sur 4 ou éventuellement « Bas Débit Boucle » dans 2 boucles sur 4 est rapidement généré par le PS. Ce signal commande l'isolement des lignes grand débit ARE et le déclenchement de la turbine, ces deux actions étant néanmoins sans impact sur le déroulement de l'accident, l'ARE et la turbine étant indisponibles suite à l'initiateur.

En l'absence de chute des grappes, l'évolution de la puissance cœur reste régie uniquement par la contre-réaction modérateur : le risque de crise d'ébullition prend fin lorsque la puissance cœur est suffisamment faible par rapport au débit cœur pour que le rapport puissance sur débit cœur diminue.

Suite à l'émission du signal d'AAR, les grappes étant mécaniquement bloquées, le système de protection émet le signal ATWS sur « Signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute ». Ce signal, classé F2, induit le démarrage automatique du RBS. Cette disposition RRC-A permet de fournir un appoint en bore à moyen terme, garantissant l'obtention de la sous-criticité de façon durable.

Côté primaire, l'échauffement du fluide s'accompagne d'une montée en pression du circuit primaire qui peut aller jusqu'à la sollicitation des soupapes du pressuriseur.

Côté secondaire, les vannes d'admission turbine étant fermées et le cœur étant maintenu en puissance, la pression secondaire augmente, ce qui conduit dans un premier temps à l'ouverture des vannes GCT, jusqu'à fermeture de celles-ci sur signal « Secondaire indisponible » (pression élevée dans le condenseur), puis à l'ouverture des VDA sur « Haute pression GV MAX1p ».

Par ailleurs, les GV n'étant pas alimentés, l'inventaire en eau diminue jusqu'à atteindre le signal de démarrage de l'ASG sur « Bas niveau GV (GL) MIN2p ».

L'évacuation de la puissance côté secondaire est finalement assurée par les trains VDA et les soupapes de sûreté GV, l'alimentation en eau des GV n'étant plus assurée que par l'ASG.

Les phénomènes prédominants de l'accident sont les suivants :

- déclenchement de la turbine, arrêt des GMPP et perte de l'ARE sans Arrêt Automatique du Réacteur,
- diminution du débit primaire,
- augmentation du rapport puissance sur débit cœur entraînant un risque de crise d'ébullition,
- échauffement du fluide primaire entraînant une augmentation de pression dans le RCP,
- déclenchement de la turbine entraînant une montée en pression du circuit secondaire,
- diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur à court terme puis par injection de bore à moyen terme,
- diminution de l'inventaire en eau des GV jusqu'à ce que la réduction de puissance soit suffisante pour que l'ASG compense la production de vapeur.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères techniques d'acceptation sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique :  $keff < 1,0$ .
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2).

Par souci de simplification et à titre de conservatisme, le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est vérifié par le biais des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 (voir section 15.0.2), à savoir :

- Le maintien de l'intégrité des gaines du combustible doit être démontré par l'absence de crise d'ébullition, assurée par le critère technique d'acceptation portant sur le RFTC (valeurs  $DNBR_{design\ limit}$  issues du sous-chapitre 4.4[1]).
- L'absence de la fusion à cœur des pastilles de combustible doit être démontrée. Cette démonstration est effectuée en vérifiant que la puissance linéique maximale est inférieure au critère technique d'acceptation de 590 W/cm.

Le respect du critère en puissance linéique, qui constitue un critère technique d'acceptation vis-à-vis de la non fusion du combustible, ne fait l'objet d'aucune vérification spécifique dans la présente section. En effet, en l'absence de crise d'ébullition, les températures du combustible sont peu sensibles à la diminution du débit primaire et sont pilotées essentiellement par la puissance nucléaire qui ne fait que décroître au cours de l'accident et par le facteur de point chaud, FQ, qui reste relativement constant au cours de l'accident. Il n'y a donc pas de problème de sûreté lié à la température du combustible pour cet accident.

Par ailleurs, l'intégrité de la deuxième barrière ne doit pas être compromise. Par découplage, la pression ne doit pas dépasser 130 % de la pression de calcul.

Les aspects « surpressions primaire » sont traités dans la section 3.6.3.1.

Finalement, la présente section fait l'objet des analyses relatives aux critères suivants :

- absence de crise d'ébullition à court terme,
- obtention de la sous-criticité à moyen/long terme,
- évacuation de la puissance résiduelle à moyen/long terme.

### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ou d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.

L'initiateur correspond à la perte totale des alimentations électriques externes. Celle-ci entraîne :

- l'arrêt des 4 GMPP,
- la perte de l'ARE,
- le déclenchement de la turbine.

Le signal PS d'AAR intervient sur « Basse Vitesse GMPP » dans 2 boucles sur 4.

Ce signal PS agit sur les actionneurs d'AAR mais les grappes ne chutent pas : toutes les grappes sont considérées comme mécaniquement bloquées.

Sur signal ATWS « Signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute », la borication par 2 trains RBS intervient automatiquement.

Côté primaire, les 3 soupapes du pressuriseur peuvent être sollicitées.

Côté secondaire, les GV sont alimentés en eau par 4 trains ASG. La puissance secondaire peut être évacuée par 4 VDA et 8 soupapes de sûreté GV.

### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Les paragraphes [§ 4.1.](#), [§ 4.2.](#), et [§ 4.3.](#) qui suivent se rapportent uniquement à la démonstration du respect du critère technique d'acceptation relatif à l'absence de crise d'ébullition (RFTC) traitée explicitement par calcul ; l'analyse de l'atteinte de l'état final RRC-A (sous-criticité et évacuation de la puissance résiduelle) est traitée par argumentaire et reportée directement au [§ 4.4.](#)

#### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS PÉNALISÉS**

Les paramètres dominants pénalisés pour l'analyse thermohydraulique cœur (RFTC) sont listés ci-après :

- RFTC initial,

- coefficient densité modérateur,
- capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire.

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [1].

Le transitoire cinétique est simulé à l'aide du code [1], qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [1] à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues du transitoire [1]. [1].

La démonstration du respect du critère en RFTC est assurée en considérant, pour les paramètres dominants pénalisés « coefficient densité modérateur » et « RFTC initial », des valeurs propres au [1].

Un seul transitoire cinétique est simulé avec [1] en considérant un unique abaque de coefficient densité modérateur enveloppe (dont le taux de couverture diffère suivant le cycle – voir § 4.3.2.). L'analyse thermohydraulique cœur est en revanche réalisée indépendamment sur chaque cycle, en considérant son propre RFTC initial.

#### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

L'ensemble des hypothèses de l'étude est détaillé ci-après [1].

Les paramètres dominants pénalisés vis-à-vis de la crise d'ébullition sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe pour le Coefficient Densité Modérateur et le RFTC initial, et à une valeur pénalisée pour la capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire. Les autres paramètres sont pris soit à leur valeur nominale, lorsque celle-ci est disponible, soit à une valeur pénalisée lorsqu'aucune valeur nominale n'est disponible.

##### **4.3.1. État initial**

Comme indiqué au § 4.2., le recouplage entre cycles conduit à considérer pour le RFTC initial une valeur dépendant du cycle considéré. [1] :

[1]

Ces [1] valeurs sont déterminées de manière analogue aux valeurs présentées pour le RFTC physique initial dans la section 19.1.1. En revanche, une relaxation du taux de couverture est considérée :

[1]

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur [1]. Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à respecter la cohérence avec les conditions de calcul du RFTC initial :

[1]

##### **4.3.2. Données neutroniques**

L'ensemble des données neutroniques est issu de la section 19.1.1.

[1]



#### 4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

La perte totale des alimentations électriques externes se produit  et conduit à l'arrêt des quatre GMPP, à la perte de l'ARE et au déclenchement de la turbine. Les hypothèses suivantes sont considérées :

- Le moment d'inertie des GMPP est pris à sa valeur nominale.
- Le débit ARE s'annule , ce qui correspond au délai maximal de fonctionnement des pompes APA après un MDTE.
- Le temps de fermeture des vannes d'admission turbine est pris maximal .

#### 4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations

La régulation de niveau GV n'est pas prise en compte (ARE indisponible suite à l'initiateur).

La régulation de température moyenne primaire n'est pas prise en compte (grappes bloquées).

La régulation de pression pressuriseur par l'aspersion normale n'est pas prise en compte afin de favoriser l'augmentation de pression dans la phase court terme de l'accident, pénalisant pour l'accident en raison d'une sollicitation plus rapide des soupapes du pressuriseur.

L'aspersion auxiliaire par le RCV n'est pas prise en compte (inhibée sur signal ATWS).

La régulation de niveau pressuriseur par le RCV n'est pas prise en compte afin d'anticiper l'ouverture des soupapes du pressuriseur (pénalisant vis-à-vis du RFTC).

Le contrôle de la pression GV par le GCT est pris en compte pour son caractère pénalisant, de manière à maximiser l'évacuation de la puissance par les systèmes secondaires. Le GCT est perdu au bout de quelques secondes sur signal de pression élevée dans le condenseur suite à la perte totale des alimentations électriques externes. Par découplage conservatif, le condenseur est néanmoins considéré comme disponible sur toute la durée de la phase court terme de l'accident. Par ailleurs, la capacité du GCT est maximisée.

#### 4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

Le signal d'AAR par « Basse Vitesse GMPP » dans 2 boucles sur 4, classé F1A, intervient en cas de perte totale des alimentations électriques externes cumulée à un blocage mécanique des grappes.

Par ailleurs, la disposition RRC-A de « Mise en service automatique du RBS », classée F2, intervient sur signal ATWS « Signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute ».

### 4.4. RÉSULTATS

#### Limitation des rejets radioactifs

La séquence des événements de l'accident est présentée au tableau [TAB-19.1.3Fsa.3.2](#).

L'évolution des principales grandeurs de l'accident est présentée en [FIG-19.1.3Fsa.3.1](#) à [FIG-19.1.3Fsa.3.8](#).

Le RFTC minimum est atteint .

Le critère technique d'acceptation DNBRdesign limit  énoncé au [§ 2.2.](#)  est donc respecté  : il n'y a pas de risque de crise d'ébullition.

Les critères techniques d'acceptation relatifs à la limitation des rejets radioactifs sont donc vérifiés pour la phase court terme de l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes et perte totale des alimentations électriques externes.

#### Atteinte de l'état final RRC-A

Pour l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes et perte totale des alimentations électriques externes, la démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A (sous-criticité et évacuation de la puissance résiduelle) repose sur les principes suivants :

- Pour l'obtention de la sous-criticité du cœur, la borication automatique par 2 trains RBS (disposition RRC-A) démarre automatiquement sur signal ATWS : la sous-criticité du cœur est donc assurée.
- Pour l'évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire, l'alimentation en eau des GV est assurée par  ASG, démarrés automatiquement sur signal « Bas Niveau GV GL MIN2p », et  VDA et  soupapes de sûreté GV sont disponibles : l'évacuation de la puissance résiduelle est donc assurée.

### **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre que, pour l'accident de PTAE cumulé à un blocage mécanique des grappes en état A, les critères de sûreté relatifs au maintien de l'intégrité de la gaine du combustible sont respectés et l'état final RRC-A est atteint grâce à la disposition RRC-A de « Mise en service automatique du RBS » sur signal ATWS « Signal d'AAR et au moins deux grappes en position haute ».

**TAB-19.1.3FSA.3.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – PRINCIPALES HYPOTHÈSES**

□

## TAB-19.1.3FSA.3.2 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS

Instant (s)	Évènement
□	Début de la perte totale des alimentations électriques externes - Arrêt des GMPP - Déclenchement turbine - Perte ARE - Arrêt des chaufferettes variables
10,80	Vannes d'admission turbine fermées
11,80	Franchissement du seuil physique d'AAR par « Basse Vitesse GMPP » dans 2 boucles sur 4
12,10	Ouverture GCT
□	Signal de compte-rendu d'AAR
15,00	Arrêt effectif ARE
24,70	Ouverture 1ère soupape pressuriseur
27,20	Signal ATWS
27,70	Signal de démarrage du RBS
33,35	RFTC minimum □ □
85,85	Fermeture 1ère soupape pressuriseur
269,00	Démarrage ASG boucle 3
345,95	Démarrage ASG boucle 1, 2 et 4
426,15	Ouverture 1ère soupape pressuriseur
461,15	1er ppm de bore dans le cœur par le RBS
531,70	Fermeture 1ère soupape pressuriseur

**FIG-19.1.3FSA.3.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME VITESSE GMPP ET DÉBIT VOLUMIQUE BOUCLE RELATIFS**

□

□

**FIG-19.1.3FSA.3.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PUISSANCES NORMALISÉES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.3

PAGE 14/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.3.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRESSION PRESSURISEUR ET DÉBIT PREMIÈRE SOUPAPE PRESSURISEUR**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.3

PAGE 15/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.3.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – NIVEAU PRESSURISEUR ET RFTC**

□

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.3

PAGE 16/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.3.5 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – PRESSION SORTIE GV ET DÉBIT TOTAL GCT**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.3

PAGE 17/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.3.6 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – NIVEAU GV GAMME LARGE ET DÉBITS ASG**

□

□

**FIG-19.1.3FSA.3.7 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME DÉBIT RBS ET VARIATION DE CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR**

□

□

**FIG-19.1.3FSA.3.8 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA RÉACTIVITÉ**

□

## SOMMAIRE












<b>.19.1.3FSA.4 ATWS PAR BLOPAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – AUGMENTATION EXCESSIVE DU DÉBIT VAPEUR. . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.1. DÉFINITION . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2. CAUSES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.4. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSA.4.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES/FONCTIONS SOLLICITÉS .....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSA.4.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR DU CYCLE □ .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSA.4.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSA.4.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR ABAQUE COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR DU CYCLE N2 POUR UN TAUX DE COUVERTURE DE □ .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.2 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ.....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.3 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.4 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ – PRESSION ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR.....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.5 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ – DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS .....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.6 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE.....</b>	<b>19</b>

<b>FIG-19.1.3FSA.4.7 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – DÉBIT ET TEMPÉRATURE ARE .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.8 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – DÉBIT VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.9 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR.....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.10 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ.....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.11 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES.....</b>	<b>24</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.12 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – PRESSION ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR.....</b>	<b>25</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.13 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS .....</b>	<b>26</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.14 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.15 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – DÉBIT ET TEMPÉRATURE ARE .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.16 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – DÉBIT VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE .....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.1.3FSA.4.17 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE  – CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR.....</b>	<b>30</b>

## .19.1.3FSA.4 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) – AUGMENTATION EXCESSIVE DU DÉBIT VAPEUR

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

On étudie une augmentation excessive de débit vapeur alors que le réacteur est dans le domaine de fonctionnement défini par l'état A (de l'arrêt à chaud au fonctionnement à pleine puissance), en cumulant le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt.

#### 1.2. CAUSES

L'augmentation excessive du débit vapeur peut résulter :

- de l'activation intempestive du refroidissement partiel,
- de l'ouverture intempestive d'une vanne du GCT,
- ou de l'ouverture maximum des vannes d'admission de la vapeur à la turbine.

Le blocage mécanique des grappes de contrôle et d'arrêt peut arriver après désactivation de leurs bobines de maintien. Dans ce cas, le fonctionnement des grappes suite à des signaux de contrôle, de limitation ou de protection est également défaillant.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas d'augmentation excessive de débit vapeur cumulée à un blocage mécanique des grappes lorsque le réacteur est en puissance sont les suivants :

- augmentation du débit vapeur,
- dépressurisation du circuit secondaire, qui conduit au refroidissement du fluide primaire et à une augmentation de puissance cœur (par contre-réactions neutroniques),
- diminution du débit primaire suite à l'arrêt des GMPP sur signal ATWS + « Bas niveau GV < MIN1 »,
- diminution de la puissance cœur par contre-réaction neutronique, suite à l'échauffement provoqué par le déclenchement turbine (consécutif à l'AAR), et à l'arrêt des GMPP,
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition dû à l'augmentation de la puissance dans le cœur puis à la diminution du débit primaire,
- diminution de la puissance cœur due à l'injection du bore par le RBS qui assure la sous-criticité du cœur à long terme,
- diminution de l'inventaire en eau des GV jusqu'à ce que la puissance cœur soit complètement évacuée par le petit débit ARE injecté dans les GV.

#### 2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0) :

- Le cœur est sous-critique.



- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A. Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :


- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1 482 °C, pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.



### 3. SCÉNARIO

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ou d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.


L'initiateur pénalisant vis-à-vis des critères d'étude correspond à l'activation intempestive du refroidissement partiel par le GCT.

Le démarrage du refroidissement partiel par le GCT induit une baisse de la consigne de pression GV suivant un gradient . La dépressurisation du circuit secondaire conduit à un refroidissement du circuit primaire, et la puissance du cœur augmente par effet modérateur.

Le signal d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) par « Puissance thermique Elevée » est alors sollicité mais ne conduit pas à la chute des grappes en raison du blocage mécanique des mécanismes des grappes.

Suite à l'émission du signal d'AAR, le grand débit ARE est isolé. La turbine est également déclenchée, provoquant une augmentation de la pression dans les GV. En conséquence, les pressions et températures du circuit primaire augmentent. Cet échauffement entraîne une baisse de puissance par effet modérateur.

Les soupapes de sûreté du pressuriseur s'ouvrent pour limiter l'augmentation de la pression du côté primaire.

Suite à l'apparition du signal d'AAR, après détection de deux grappes en position haute et une temporisation , le système de protection émet le signal ATWS sur « signal d'AAR et grappes en position haute ». Ce signal ATWS, classé F2, est une fonction RRC-A spécialement conçue pour les séquences RRC-A « ATWS par blocage mécanique des grappes ». Ce signal conduit à l'arrêt automatique des GMPP sur apparition du signal « Bas niveau GV < MIN1 ».

Suite à l'arrêt des GMPP, la diminution du débit primaire réduit encore davantage la capacité d'évacuation de la puissance du cœur par le fluide primaire. L'échauffement entraîne une nouvelle diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction neutronique (effet modérateur).

L'augmentation de l'écart entre la mesure de pression GV – qui augmente suite au déclenchement turbine – et la consigne de pression de la régulation GCT – qui diminue à cause du refroidissement partiel conduit à une ouverture plus importante des vannes GCT, jusqu'à provoquer une chute de la pression GV. La dépressurisation du circuit secondaire conduit à un nouveau refroidissement du circuit primaire, et la puissance du cœur augmente à nouveau par effet modérateur.

Les vannes d'isolement vapeur sont alors fermées sur une mesure de « Baisse rapide de pression GV > MAX1p ». La pression GV augmente jusqu'à se stabiliser à la pression d'ouverture des vannes VDA. Du fait du déséquilibre entre la puissance évacuée par les GV et la puissance produite par le cœur, la température du circuit primaire augmente, la puissance cœur diminue alors par effet modérateur.

La baisse de la puissance cœur est ensuite assurée via l'injection de bore par le RBS qui a été démarré automatiquement sur signal ATWS.

L'état final RRC-A est obtenu quand l'évacuation à long terme de la puissance est assurée par les GV via les VDA. L'alimentation en eau des GV est assurée par les lignes petit débit ARE ou l'ASG.

L'injection par le RBS de bore enrichi [], assure la sous-criticité du cœur dans la phase long terme.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe.

Les paramètres dominants pénalisés vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après :

- le coefficient densité modérateur,
- le RFTC initial,
- la capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire.

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être considérés à leurs valeurs nominales ou pénalisées de leur incertitude.

### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [].

L'accident est simulé [].

L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée []. Ce calcul permet de vérifier le respect du critère relatif à l'absence de crise d'ébullition (RFTC).

La démonstration du respect du critère en RFTC est assurée en considérant les paramètres dominants « coefficient densité modérateur » (CDM) et « RFTC initial » pour le cycle d'équilibre [] et le cycle pénalisant [].

Deux accidents chaudière sont simulés avec MANTA, un pour chacun des cycles étudiés, en considérant pour chaque cycle un abaque de coefficient densité modérateur enveloppe (dont le taux de couverture diffère suivant le cycle). L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée indépendamment sur chaque cycle, en considérant son propre RFTC initial.

### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

Le Coefficient Densité Modérateur et le RFTC initial, sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe. Les autres paramètres sont pris soit à leur valeur nominale lorsque celle-ci est disponible, soit à une valeur pénalisée lorsqu'aucune valeur nominale n'est disponible.

#### **4.3.1. État initial**

Les conditions thermohydrauliques initiales sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.4.1](#), avec leurs incertitudes.

Elles correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal  $\square$ . Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à respecter la cohérence avec les conditions de calcul du RFTC initial :

- puissance initiale  $\square$ ,
- température moyenne primaire  $\square$ ,
- pression pressuriseur  $\square$ ,
- débit primaire thermohydraulique  $\square$ ,
- bypass cœur  $\square$ ,
- niveau GV  $\square$ ,
- niveau pressuriseur  $\square$ .

Les valeurs de RFTC initial sont prises à une valeur « raisonnablement enveloppe » dépendant du cycle considéré :

$\square$

#### **4.3.2. Données neutroniques**

Exceptées les valeurs du Coefficient Densité Modérateur (CDM) qui sont déterminées « raisonnablement enveloppes », les données neutroniques sont prises enveloppes de tous les cycles et de tous les épuisements (hors prolongation de cycle).

Le sens de pénalisation pour chaque donnée (enveloppe dans le sens minimal ou maximal) est choisi de manière à retarder la diminution de puissance au cours des accidents (pénalisant vis-à-vis du risque de crise d'ébullition) :

- Le coefficient Doppler température est pris minimum en valeur absolue.
- Le coefficient Doppler puissance est pris maximum en valeur absolue.
- L'efficacité différentielle du bore est prise minimale en valeur absolue.
- La fraction effective de neutrons retardés est prise maximale.
- Le temps de vie des neutrons prompts est pris maximal.

Le coefficient densité modérateur est pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » avec un taux de couverture dépendant du cycle considéré :

$\square$

A l'exception de la valeur du Coefficient Densité Modérateur du cycle  $\square$ , les données neutroniques considérées sont issues de la section 19.1.1.

Le Coefficient Densité Modérateur du cycle  $\square$  considéré dans la présente étude est détaillé dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.4.2](#).

L'abaque ajusté pour obtenir un taux de couverture  $\square$  du cycle  $\square$ , est présenté sur la figure [FIG-19.1.3Fsa.4.1](#).

#### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

L'activation du signal de refroidissement partiel par le GCT intervient à l'instant initial. La pression de consigne de fin de refroidissement partiel est considérée nominale.

Le déclenchement de la turbine intervient après un délai maximal  $\square$  suite à l'AAR. Le temps de fermeture des vannes d'admission turbine est de  $\square$  s.

Les lignes grand débit ARE sont isolées sur signal d'AAR. Le temps de fermeture des vannes d'isolement grand débit est de  $\Delta$  s.

Le petit débit ARE est pris en compte après l'AAR. La température initiale de l'ARE  $\Delta$  suit un profil enveloppe minimisé prenant en compte la vidange des lignes ARE.

La première soupape du pressuriseur s'ouvre à la pression de tarage nominale avec un débit maximal.  $\Delta$  Une hystérésis  $\Delta$  de la pression de tarage est considérée.

Le débit injecté par le RBS est pris minimal et une température minimale est considérée. La concentration en bore est prise minimale.

Le délai entre l'atteinte du seuil d'isolement vapeur et l'isolement effectif est de  $\Delta$  s.

La capacité des vannes VDA est prise maximale et le point de consigne d'ouverture nominal. L'ouverture des vannes VDA est instantanée.

Les caractéristiques de ces systèmes sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.4.1](#).

#### **4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations**

La régulation de niveau pressuriseur par le RCV n'est pas prise en compte.

Le contrôle de la pression GV par le GCT est pris en compte, l'accident étant initié par un refroidissement partiel intempestif par le GCT.

La régulation de pression pressuriseur par l'aspersion normale n'est pas prise en compte afin de solliciter les soupapes du pressuriseur.

La régulation de niveau GV n'est pas prise en compte afin de maximiser l'évacuation de la puissance par les systèmes secondaires.

La régulation de température moyenne primaire n'est pas prise en compte du fait de l'indisponibilité des grappes de contrôle.

#### **4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Le système de protection émet les signaux suivants :

- signal d'AAR sur « Puissance thermique élevée »,
- signal d'ATWS sur signal d'AAR avec « au moins deux grappes en position haute »,
- signal d'isolement vapeur sur « Baisse rapide de pression GV > MAX1p »,
- signal d'ouverture des VDA sur « Haute pression GV > MAX1p »,
- signal d'isolement de la purge GV sur « Bas niveau GV < MIN1p (GE) ».

Les dispositions RRC-A suivantes interviennent :

- signal de borication automatique par le RBS sur signal ATWS,
- signal d'arrêt automatique des 4 GMPP sur signal ATWS et signal « Bas niveau GV < MIN1 (GE) ».

Les caractéristiques associées à ces dispositions sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsa.4.1](#).

#### **4.4. RÉSULTATS**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsa.4.3](#) présente la séquence des évènements de l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes – Augmentation Excessive de Débit Vapeur pour le cycle N2 et le cycle P5.

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsa.4.2](#) à [FIG-19.1.3Fsa.4.9](#) pour le cycle N2, et sur les figures [FIG-19.1.3Fsa.4.10](#) à [FIG-19.1.3Fsa.4.17](#) pour le cycle P5.

L'accident est initié par l'activation intempestive du signal de refroidissement partiel par le GCT. La consigne de la régulation GCT diminue suivant un gradient de pression correspondant à un refroidissement du circuit primaire□.

L'ouverture des vannes GCT provoque une diminution de la pression au secondaire, qui entraîne un refroidissement du circuit primaire et, par effet modérateur, une première augmentation de puissance cœur. L'augmentation de la puissance cœur contribue à faire diminuer le RFTC.

Le signal d'AAR sur « Puissance thermique élevée » est émis à 204,5 s pour le cycle N2, à 208,5 s pour le cycle P5, mais ne conduit pas à la chute des grappes (hypothèse de blocage mécanique de toutes les grappes). Le système de protection émet le signal ATWS sur signal d'AAR avec détection d'au moins deux grappes en position haute après une temporisation□.

L'AAR provoque le déclenchement turbine, provoquant une montée en pression dans les GV. Ceci entraîne un échauffement du circuit primaire et une baisse de puissance cœur par effet modérateur. Cette diminution de la puissance entraîne une hausse du RFTC.

Les soupapes du pressuriseur sont sollicitées une première fois.

Le signal ATWS entraîne la mise en service des pompes RBS. L'atteinte du « Bas Niveau GV < MIN1 (GE) » après l'apparition du signal ATWS entraîne l'arrêt des GMPP (à 271,5 s pour le cycle □, et à 275,5 s pour le cycle □). La diminution du débit primaire réduit encore davantage la capacité d'évacuation de la puissance cœur par le fluide primaire.

La montée en pression dans les GV s'accompagne de l'ouverture des vannes du GCT – le refroidissement partiel se poursuit. Une fois la capacité du GCT suffisante pour contrer la montée en pression dans les GV, la pression secondaire diminue à nouveau, entraînant un nouveau refroidissement du circuit primaire et par effet modérateur une augmentation de la puissance produite par le cœur. L'augmentation de la puissance cœur et la diminution du débit primaire contribue à une diminution du RFTC.

Le RFTC minimum vaut :

□

La valeur minimale du RFTC étant supérieure au critère□, il n'y a pas de risque de crise d'ébullition.

Les VIV sont isolées sur signal « Baisse rapide de pression GV > MAX1p » à 348,3 s pour le cycle □, à 355,3 s pour le cycle □. La pression secondaire augmente jusqu'à se stabiliser à la pression d'ouverture des vannes VDA. La fermeture des VIV entraîne un échauffement du primaire et une baisse de la puissance produite par le cœur par effet modérateur. Cette diminution de la puissance entraîne une hausse du RFTC.


La diminution de la température ARE induit une diminution de la température primaire et, par effet modérateur, une augmentation de la réactivité, compensée par l'arrivée dans le cœur du bore injecté par le RBS, qui assure la baisse de la puissance cœur et la sous criticité du cœur.

En considérant une puissance linéique initiale sur la valeur alarme□, la puissance linéique maximale est de □W/cm à 214,5 s pour le cycle □, et □W/cm à 218,8 s pour le cycle □. Elle reste inférieure à la

valeur de 590W/cm ([§ 2.2.](#)), en dessous de laquelle il ne peut y avoir fusion du combustible (car il n'y a pas d'entrée en crise d'ébullition).

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est ainsi démontré par le biais des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au [§ 2.2.](#) Les critères techniques d'acceptation PCC-4 sont par conséquent respectés.

Par ailleurs :

- La sous-criticité du cœur est assurée avec la borication par les  RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le VDA et le petit débit ARE ou l'ASG (si l'ARE n'est pas disponible).
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Pour l'accident d'ATWS par blocage mécanique des grappes – Augmentation Excessive de Débit Vapeur, l'état final RRC-A est donc atteint.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Elle démontre qu'après un accident d'augmentation excessive de débit vapeur cumulé à un ATWS par blocage mécanique des grappes en état A, l'état final RRC-A respectant les critères de sûreté mentionnés au [§ 2.2.](#) est atteint :

- La sous-criticité du cœur est assurée.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- mise en service automatique du RBS sur signal ATWS,
- arrêt automatique des quatre GMPP sur signal ATWS cumulé au signal « Bas niveau GV < MIN1 (GE) ».

**TAB-19.1.3FSA.4.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES/FONCTIONS SOLLICITÉS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.4

PAGE 12/30

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSA.4.2 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE  
DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE  
DÉBIT VAPEUR COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR DU  
CYCLE** □

□



## TAB-19.1.3FSA.4.3 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS

<i>Temps (s)</i>		<i>Évènement</i>
<i>Cycle N2</i>	<i>Cycle P5</i>	
0,0	0,0	Conditions initiales
0,5	0,5	Le signal de refroidissement partiel est émis
132,0	132,0	Début du refroidissement par le GCT
204,5	208,5	Signal d'AAR sur « Puissance thermique élevée »
□	□	Déclenchement turbine et isolement « grand débit » ARE
□	□	Signal ATWS
222,3	227,0	Ouverture de la première soupape du pressuriseur
249,2	253,5	Fermeture de la première soupape pressuriseur
250,0	254,0	Mise en service du RBS à plein débit
271,5	275,5	Déclenchement des GMPP
348,3	355,3	Isolement des lignes vapeur
370,0	376,5	Première ouverture des VDA
380,3	-	RFTC minimum □
-	382,8	RFTC minimum □

**FIG-19.1.3FSA.4.1 ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES (ÉTAT A) AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR ABAQUE COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR DU CYCLE N2 POUR UN TAUX DE COUVERTURE DE []**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.2 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ –  
PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.4

PAGE 16/30

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.4.3 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ –  
TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.4 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**PRESSIION ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.4

PAGE 18/30

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.4.5 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.6 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.7 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBIT ET TEMPÉRATURE ARE**



**FIG-19.1.3FSA.4.8 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBIT VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE**

**FIG-19.1.3FSA.4.9 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSA.4

PAGE 23/30

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSA.4.10 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ –  
PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.11 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –  
AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE □ –  
TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.12 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**PRESSIION ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.13 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBITS PRIMAIRES ET DÉBITS RBS**

**FIG-19.1.3FSA.4.14 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.15 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBIT ET TEMPÉRATURE ARE**

□



**FIG-19.1.3FSA.4.16 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**DÉBIT VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSA.4.17 ATWS BLOCAGE MÉCANIQUE –**  
**AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – CYCLE   –**  
**CONCENTRATION EN BORE DANS LE CŒUR**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSB.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.1. DÉFINITION . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2. CAUSES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.6. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.4. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION . . .</b>	<b>8</b>
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>8</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.1.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – CONDITIONS INITIALES, CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET DISPOSITIONS RRC-A .....</b>	<b>10</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.1.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – SÉQUENCE D'ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>11</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.1.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ARE ET NIVEAUX GV GAMME LARGE .....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.1.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ASG ET PUISSANCES CŒUR .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.1.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – TEMPÉRATURES PRIMAIRES ET NIVEAU PRESSURISEUR.....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.1.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR ET PRESSION AU PRESSURISEUR.....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.1.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT À LA TURBINE ET PRESSIONS AU SECONDAIRE .....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.1.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE</b>	



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 3/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ –  
DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA ..... 17**

## .19.1.3FSB.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

On étudie la perte totale de l'eau alimentaire normale en situation de défaillance du système de protection, alors que le réacteur est dans les conditions de fonctionnement définies par l'État A.

#### 1.2. CAUSES

Cet accident peut être causé par :

- l'isolement des lignes d'alimentation normale des GV ou par la défaillance des vannes réglantes ARE,
- la défaillance des pompes alimentaires normales,
- l'activation intempestive du signal « bas niveau dans la bache ADG » qui conduit au déclenchement des pompes alimentaires normales (APA) et de la pompe de démarrage et d'arrêt (AAD).

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas de perte de l'eau alimentaire normale sont les suivants :

- échauffement du circuit primaire et diminution de la puissance cœur par effet modérateur,
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition dû à l'échauffement du fluide primaire,
- diminution de la puissance du réacteur due à la chute des grappes sur signal d'AAR diversifié,
- évacuation de la puissance au secondaire par les VDA,
- forte diminution de l'inventaire en eau des GV jusqu'à ce que la réduction de puissance par la chute des grappes soit suffisante pour que l'ASG (démarrée automatiquement sur signal diversifié « Bas niveau GV MIN4 GL ») compense la production de vapeur.

#### 2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10% de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482 °C pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.



### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

La perte totale de l'eau alimentaire normale des GV consiste en un déclenchement de toutes les pompes APA et AAD.

Cet accident est caractérisé par un échauffement du modérateur primaire, qui résulte d'une augmentation de la température secondaire induite par l'événement initiateur.

Par effet modérateur, la puissance cœur diminue. Cependant la prise en compte d'un coefficient de densité modérateur faiblement négatif limite cet effet et le cœur reste à puissance élevée.

La perte du système de protection empêche les émissions des signaux suivants :

- signal d'AAR sur « Haute pression pressuriseur MAX2p » (classé F1),
- signal d'AAR sur « Haute pression GV MAX1p » (classé F1),
- signal d'AAR sur « Bas niveau GV MIN1p GE » (classé F1),
- signal d'AAR par « Bas RFTC » (classé F1).

La chute des grappes sur déséquilibre entre le débit ARE et la puissance thermique cœur n'est pas valorisée afin de couvrir tous les scénarios de perte partielle ou totale d'eau alimentaire.

La chute des grappes et le déclenchement de la turbine sont obtenus à l'émission du signal d'AAR diversifié « Bas niveau GV MIN3 (GL) ».

La chute des grappes entraîne une baisse significative de la puissance dans le cœur.

L'augmentation de la pression du secondaire suite au déclenchement turbine conduit à la sollicitation du signal diversifié d'ouverture des VDA sur « Haute pression GV MAX2 ».

Le démarrage automatique diversifié des 4 trains ASG disponibles sur « Bas niveau GV MIN4 (GL) » permet de rétablir l'inventaire en eau des GV et de garantir ainsi la disponibilité des GV pour l'évacuation de la puissance résiduelle.

### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

#### **4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

##### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après :

- niveau de puissance initial maximisé,
- température et pression primaires initiales maximisées,

- débit primaire initial minimisé afin d'augmenter la température moyenne primaire,
- niveaux initiaux des GV maximisés afin de retarder l'AAR par « Bas niveau GV MIN3 (GL) »,
- bouchage des tubes des GV (BTGV) pris en compte et surface d'échange des GV minimisée afin d'augmenter la température moyenne primaire,
- coefficient densité modérateur minimisé (en valeur absolue) pour limiter la baisse de la puissance cœur après l'AAR,
- RFTC initial minimisé.

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être pris à leurs valeurs nominales ou pénalisées avec incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal (réduction de la surface d'échange et du volume des tubes GV de 10 %). Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à minimiser le RFTC □

□

La pression primaire est maximisée afin de solliciter les soupapes de pressuriseur de manière à dépressuriser au maximum le circuit primaire.

#### 4.1.3. Données neutroniques

□

#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Par hypothèse, le débit ARE s'annule instantanément à l'instant initial.

La première soupape du pressuriseur s'ouvre □ avec un débit majoré □

Le GCT n'est pas valorisé, car il est sans impact sur l'accident.

La capacité des vannes de contrôle du VDA est prise minimale □. La consigne d'ouverture est prise maximale □, la pression de consigne de la régulation est de 97 bar abs (95,5 bar abs + incertitude 1,5 bar).

La pression de tarage des soupapes secondaires est prise maximale □ La capacité minimale de chaque soupape est prise en compte □.

Le débit injecté par l'ASG est pris minimal et une température maximale de 50°C est considérée.

#### 4.1.5. Hypothèses relatives aux régulations

Le débit à la turbine est constant jusqu'au déclenchement de la turbine.

La régulation de la pression du pressuriseur via l'aspersion normale n'est pas prise en compte afin de solliciter les soupapes du pressuriseur et de favoriser la dépressurisation du circuit primaire ce qui est pénalisant vis-à-vis du RFTC. De même, les chaufferettes ne sont pas prises en compte dans l'accident.

La régulation du niveau pressuriseur, ayant un temps de réponse long, a peu d'impact sur l'accident et n'est donc pas valorisée.

Le GCT n'est pas considéré car il est sans impact sur l'accident du fait de sa sollicitation après le déclenchement turbine et donc après l'atteinte du RFTC minimal. De plus, il est favorable vis-à-vis de l'atteinte de l'état final.



La régulation de température moyenne primaire par les grappes, étant bénéfique vis-à-vis du RFTC, n'est pas considérée.

Les autres régulations ne sont pas considérées car elles sont soit sans impact soit favorables vis-à-vis du RFTC. En particulier, la régulation de prépositionnement des vannes réglantes du VDA en fonction de la puissance thermique cœur n'est pas prise en compte. Ces vannes sont donc pleines ouvertes à l'ouverture des vannes d'isolement du VDA.

#### **4.1.6. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Aucune protection ne s'active lors de cet accident du fait de la prise en compte par hypothèse de la perte totale du système de protection.

Les dispositions RRC-A suivantes interviennent :

- signal d'AAR diversifié sur « Bas niveau GV MIN3 GL »,
- signal d'ouverture des VDA diversifié sur « Haute pression GV MAX2 »,
- signal de mise en service de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV MIN4 GL ».

Les caractéristiques de ces dispositions sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.1.1](#).

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [\[1\]](#).

Les scénarios sont simulés à l'aide du code [\[2\]](#) qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

Les marges vis-à-vis du critère d'entrée en crise d'ébullition sont déterminées à l'aide du code de thermohydraulique cœur [\[3\]](#) à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues des résultats de l'étude de l'accident [\[4\]](#).

#### **4.3. RÉSULTATS**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsb.1.2](#) présente la séquence d'évènements de l'accident d'ATWS par défaillance du PS – Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV.

L'évolution des principaux paramètres au cours de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.1.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.1.6](#).

L'accident est initié par la perte de l'eau alimentaire normale qui conduit à une diminution du niveau d'eau dans les GV puis à une augmentation de la pression du secondaire. La température augmente alors et conduit à la diminution de la puissance par effet modérateur. La pression primaire augmente également jusqu'à atteindre la pression de tarage de la première soupape du pressuriseur à 35,6 secondes.

La forte dépressurisation du circuit primaire qui s'ensuit conduit à l'atteinte du RFTC physique minimum [\[5\]](#) à 64,6 secondes, c'est à dire peu de temps avant la fermeture de la première soupape du pressuriseur. La valeur minimale du RFTC étant supérieure au critère de 1,29, il n'y a pas de risque de crise d'ébullition.

La puissance thermique décroît au cours de l'accident et par conséquent la puissance linéique décroît également (le FQ étant supposé constant). Dans la mesure où l'accident est initié à une puissance linéique égale à la LCO [\[6\]](#), la puissance linéique reste nécessairement inférieure à la valeur [\[7\]](#) ([§ 2.2.](#)) en-dessous de laquelle il ne peut y avoir fusion du combustible (car il n'y a pas d'entrée en crise d'ébullition).

Le niveau GV gamme large diminue jusqu'à atteindre le seuil diversifié « Bas Niveau GV MIN3 GL » entraînant la chute des grappes. Après la chute des grappes à [], la puissance cœur, la pression et la température primaire diminuent. Suite au déclenchement turbine, la pression secondaire augmente rapidement provoquant l'ouverture des VDA. La pression secondaire se stabilise alors à la pression de consigne des VDA à 97 bar abs.

La mise en service de l'ASG à 124,6 s permet de maintenir un niveau GV GL supérieur à 14%GM.

Compte tenu du fait que le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au § 2.2., il est possible de conclure que les critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits au § 2.2. sont respectés.

Par ailleurs :

- La sous-criticité du cœur est assurée : après l'AAR, tous les paramètres thermohydrauliques du circuit primaire et du circuit secondaire se stabilisent. En particulier, la pression du secondaire se stabilise à la pression d'ouverture des vannes du VDA. 2 trains RBS sont disponibles pour la borication lors du repli. Le cœur ne redevient donc pas critique.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA : l'ASG est démarrée automatiquement sur signal diversifié « Bas niveau GV MIN4 GL ». Le débit ASG, même réglé au minimum, est suffisant pour garantir un niveau GV supérieur au seuil d'indisponibilité de 14% GL (voir figure [FIG-19.1.3Fsb.1.1](#)).
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Pour l'accident d'ATWS par perte du PS cumulé à la perte totale de l'eau alimentaire normale des GV, l'état final RRC-A est donc atteint.

#### **4.4. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION**

Le filtrage des mesures de niveau GV GL (passe-bas du premier ordre []) n'est pas pris en compte explicitement dans la réalisation de la section 19.1.3Fsb.1. Ce filtrage intervient dans la fonction d'AAR sur « bas niveau GV MIN3 GL ».

Ce filtrage n'implique aucune conséquence sur les critères techniques d'acceptation tels que le RFTC minimal. En effet, le RFTC minimal est obtenu plusieurs dizaines de secondes avant l'atteinte du seuil d'AAR sur « bas niveau GV GL MIN3 ». Les conclusions présentées au § 5. ne sont donc pas remises en cause par cette modification.

### **5. CONCLUSION**

La présente analyse a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Elle démontre qu'après la perte totale de l'eau alimentaire normale des GV en situation de perte du PS en état A, l'état final RRC-A respectant les critères de sûreté mentionnés au § 2.2. est atteint :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et la borication par les 2 trains RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- signal d'AAR diversifié sur « Bas niveau GV MIN3 GL »,
- signal d'ouverture des VDA diversifié sur « Haute pression GV MAX2 »,



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 9/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

- signal de mise en service de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV MIN4 GL ».



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 10/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.1.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE  
L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – CONDITIONS  
INITIALES, CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET  
DISPOSITIONS RRC-A**

□

**TAB-19.1.3FSB.1.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE  
L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – SÉQUENCE  
D'ÉVÉNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>	<i>Evènement</i>
0,0	Conditions initiales
0,1	Perte de l'eau alimentaire normale
35,6	Ouverture de la première soupape du pressuriseur
64,6	RFTC minimum <span style="color: red;">□</span> atteint <span style="color: red;">□</span>
65,5	Fermeture de la première soupape du pressuriseur
81,5	Niv GV < 35%GL
<span style="color: red;">□</span>	Signal diversifié d'AAR sur « Bas niveau GV MIN3 GL »
<span style="color: red;">□</span>	Début de la chute des grappes
<span style="color: red;">□</span>	Déclenchement turbine
94,8	Première ouverture des VDA
<span style="color: red;">□</span>	Mise en service de l'ASG



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 12/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ARE ET NIVEAUX GV GAMME LARGE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 13/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ASG ET PUISSANCES CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 14/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – TEMPÉRATURES PRIMAIRES ET NIVEAU PRESSURISEUR**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 15/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR ET PRESSION AU PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 16/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT À LA TURBINE ET PRESSIONS AU SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.1

PAGE 17/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.1.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE NORMALE GV – DE L'ÉVÉNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSB.2A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES ET THERMIQUES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.4. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>7</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.2A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE PRINCIPALES HYPOTHÈSES (ISSUES DE LA SECTION 15.2.2K).....</b>	<b>8</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.2A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE HYPOTHÈSES RELATIVES AUX DISPOSITIONS RRC-A .....</b>	<b>9</b>

## **.19.1.3FSB.2A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE**

### **1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

#### **1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT**

Cette section traite de l'accident de perte d'une pompe primaire cumulé à une perte totale du système de protection (PS) en état A.

La perte d'une pompe primaire entraîne la perte partielle du débit de réfrigérant primaire due à l'annulation du couple moteur de cette pompe.

#### **1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT**

La perte d'une pompe primaire peut être due à une défaillance mécanique ou électrique de la pompe, ou à l'interruption de l'alimentation électrique d'un jeu de barres.

### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE**

#### **2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

Le transitoire de perte d'une pompe primaire cumulé à une défaillance du système de protection appartient à la famille des pertes totales ou partielles de débit primaire.

À court terme, le transitoire accidentel se traduit par une décroissance de débit dans la boucle affectée et par une légère augmentation du débit dans les boucles saines, le débit cœur diminuant en fonction de ces deux effets.

Le transfert de chaleur vers le secondaire est dissymétrique : il est fortement dégradé dans le générateur de vapeur de la boucle affectée par la perte de la pompe suite à la réduction de débit primaire ; il est au contraire légèrement amélioré dans les trois autres boucles.

L'échauffement global du primaire qui en résulte conduit à une diminution de la puissance cœur par contre-réaction modérateur, qui n'est cependant pas suffisamment rapide par rapport à la diminution de débit primaire : le rapport puissance cœur sur débit primaire augmente, entraînant un risque de crise d'ébullition (diminution du RFTC), et potentiellement un échauffement de la gaine si l'entrée en crise d'ébullition est effective.

Parallèlement, cet échauffement s'accompagne d'une montée en pression du circuit primaire qui peut conduire à la mise en service de l'aspersion au pressuriseur.

En situation d'ATWS par défaillance du système de protection, le signal d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) sur « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4, élaboré à partir de la racine carrée de la pression différentielle mesurée en amont/aval des pompes primaires (noté SQRTDP), n'est pas généré par le PS.

La diminution du signal SQRTDP dans la boucle affectée se poursuit jusqu'à atteindre le seuil d'AAR diversifié par « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4. Ce signal, classé F2, commande l'isolement des lignes grand débit ARE, le déclenchement de la turbine et la chute des grappes, ce qui entraîne une forte réduction de la puissance cœur, limite l'échauffement du fluide primaire et met un terme aux risques de crise d'ébullition et d'échauffement de la gaine. Il permet également d'atteindre un état sous-critique.

À moyen terme et suite à l'isolement des lignes grand débit ARE, l'inventaire en eau des GV diminue si le petit débit ARE n'est pas suffisant pour évacuer la puissance résiduelle : en situation d'ATWS par défaillance du système de protection, le signal de démarrage ASG sur « Bas niveau GV (GL) MIN2p » n'est pas généré par le PS. La diminution d'inventaire en eau se poursuit jusqu'à atteindre le signal diversifié « Bas niveau GV (GL) MIN4 ».

Parallèlement, le déclenchement de la turbine conduit à une augmentation de pression secondaire : en situation d'ATWS par défaillance du système de protection, le signal d'ouverture des VDA sur « Haute Pression GV MAX1p » n'est pas généré par le PS. L'augmentation de pression secondaire se poursuit jusqu'à atteindre le signal diversifié « Haute Pression GV MAX2 ».

Les phénomènes prédominants dans ce transitoire à court terme sont les suivants :

- diminution du débit primaire,
- augmentation du rapport puissance sur débit cœur entraînant un risque de crise d'ébullition,
- échauffement du fluide primaire entraînant une augmentation de la pression dans le RCP,
- diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur dans un premier temps puis par chute des grappes sur signal diversifié d'AAR,
- évacuation de la puissance résiduelle par les trains VDA à pression de vapeur constante,
- mise en service de l'alimentation de secours des GV (ASG) pour assurer l'évacuation de la puissance à long terme.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

Il doit être démontré que « l'état final pour les études RRC-A » peut être atteint (voir section 19.1.0), à savoir :

- obtention de la sous criticité du cœur,
- évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire,
- limitation des rejets radioactifs à un niveau tolérable.

Les critères d'acceptation relatifs à la limitation des rejets radioactifs pour les conditions de fonctionnement RRC-A sont ceux des conditions de fonctionnement de référence PCC-4.

Par souci de simplification et à titre de conservatisme, le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est vérifié par le biais des critères de découplage relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 (voir section 15.0.2), à savoir :

- vis-à-vis du risque de crise d'ébullition, le critère de découplage portant sur le RFTC :
  -
- vis-à-vis du risque de fusion du combustible, le critère de découplage portant sur la puissance linéique :
  -

Le respect du critère en puissance linéique, qui constitue un critère de découplage vis-à-vis de la non fusion du combustible, ne fait l'objet d'aucune vérification spécifique dans la présente section. En effet, en l'absence de crise d'ébullition, les températures du combustible sont peu sensibles à la diminution du débit primaire et sont pilotées essentiellement par la puissance nucléaire qui ne fait que décroître au cours du transitoire et par le facteur de point chaud, FQ, qui reste relativement constant au cours du transitoire. Il n'y a donc pas de problème de sûreté lié à la température du combustible pour cet accident.

Par ailleurs, l'intégrité de la deuxième barrière ne doit pas être compromise. Par découplage, la pression ne doit pas dépasser 130 % de la pression de calcul [1].

Les aspects « suppressions primaire » sont traités dans la section 3.6.3.1.

Finalement, la présente section fait l'objet des analyses relatives aux critères suivants :

- absence de crise d'ébullition à court terme,
- obtention de la sous-criticité à moyen/long terme,
- évacuation de la puissance résiduelle à moyen/long terme.

### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ou d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.

L'initiateur correspond à la perte d'une pompe primaire.

La perte totale du PS est cumulée à cet accident.

L'AAR diversifié intervient sur « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 entraînant la chute des grappes.

Côté primaire, les trois soupapes pressuriseur peuvent être sollicitées.

Côté secondaire, les GV peuvent être alimentés en eau par 4 trains ASG. La puissance secondaire peut être évacuée par 4 VDA et 8 soupapes de sûreté GV.

### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Les paragraphes [§ 4.1.](#), [§ 4.2.](#), [§ 4.3.](#) qui suivent se rapportent uniquement à la démonstration du respect du critère relatif à l'absence de crise d'ébullition (RFTC), réalisée par argumentaire par rapport à la phase court terme de la condition de fonctionnement PCC-2 de perte d'une pompe primaire sans AAR partiel présentée dans la section 15.2.2k. L'analyse de l'atteinte de l'état final RRC-A (sous-criticité et évacuation de la puissance résiduelle) est reportée directement au [§ 4.4.](#)

#### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants vis-à-vis de la crise d'ébullition sont les suivants :

- RFTC initial,
- Coefficient densité modérateur,
- Moment d'inertie des GMPP,
- Capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire.

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Ce paragraphe est sans objet car l'accident est traité par argumentaire par rapport à la condition de fonctionnement PCC-2 de perte d'une pompe primaire sans AAR partiel (voir section 15.2.2k).



### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

#### **4.3.1. État initial**

L'état initial est reconduit du paragraphe 2.2 de la section 15.2.2k et rappelé au tableau [TAB-19.1.3Fsb.2a.1](#).

L'axial offset cœur initial est le paramètre d'ajustement pour que le RFTC initial de l'assemblage chaud soit ajusté sur le seuil  $DNB_{LCO}$  (1,37 – voir sous-chapitre 4.4), dont le taux de couverture est de 100%.

#### **4.3.2. Données neutroniques et thermiques**

Les données neutroniques et thermiques sont reconduites du paragraphe 2.2 de la section 15.2.2k :

- □.
- □.
- □.

Le taux de couverture associé à ces valeurs est de 100%.

#### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

Les hypothèses relatives aux systèmes fluides sont reconduites du paragraphe 2.2 de la section 15.2.2k.

La courbe de ralentissement du débit du cœur prend en compte une inertie minimisée des pompes primaire : le taux de couverture associé à cette donnée est de 100%.

#### **4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations**

Les régulations prises en compte sont reconduites du paragraphe 2.2 de la section 15.2.2k : les caractéristiques associées sont précisées au [TAB-19.1.3Fsb.2a.1](#).

#### **4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Le signal d'AAR diversifié par « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 classé F2 intervient en cas de perte d'une pompe primaire cumulée à une perte totale du système de protection en état A.

Les caractéristiques associées à ce signal sont issues de la section 19.1.1 et reportées au [TAB-19.1.3Fsb.2a.2](#).

### **4.4. RÉSULTATS**

#### **Limitation des rejets radioactifs**

L'argumentaire suivant s'appuie sur les résultats de l'analyse vis-à-vis du risque de crise d'ébullition de la phase court terme du transitoire PCC-2 de perte d'une pompe primaire sans AAR partiel présentés dans la section 15.2.2k.

Pour le transitoire présenté dans la section 15.2.2k, l'AAR est obtenu au PS sur signal « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 : le seuil « étude » (intégrant les incertitudes de mesure) □ est franchi par le signal SQRTDP physique à 21,65 s, conduisant à la chute des grappes □.

En situation de perte d'une pompe primaire cumulée à la défaillance du système de protection, l'AAR est obtenu sur signal diversifié par « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 (disposition RRC-A) □ : l'extrapolation de l'évolution du signal SQRTDP présentée sur la figure 15.2.2k FIG 1 montre que le franchissement de ce seuil serait obtenu au bout de 27 s environ. □.

D'après la figure 15.2.2k FIG 4, au voisinage du RFTC minimum, le RFTC de l'assemblage chaud tend vers une asymptote lorsque le débit de la boucle affectée s'annule (stabilisation du débit moyen cœur) : compte tenu de la marge par rapport au critère en RFTC  $\square$ , le retard de l'AAR diversifié « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 par rapport à l'AAR du PS n'est pas susceptible de remettre en cause le respect du critère de non entrée en crise d'ébullition pour le transitoire d'ATWS par défaillance du système de protection et perte d'une pompe primaire.

#### Atteinte de l'état final RRC-A

Pour le transitoire d'ATWS par défaillance du système de protection et perte d'une pompe primaire en état A, la démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A (sous-criticité et évacuation de la puissance résiduelle) repose sur les principes suivants :

- pour l'obtention de la sous-criticité du cœur, le signal d'AAR diversifié « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4 provoque la chute de toutes les grappes (disposition RRC-A) : la sous-criticité du cœur est donc assurée.
- pour l'évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire, l'alimentation en eau des GV est assurée par 4 trains ASG, démarrés automatiquement sur signal diversifié « bas niveau GV (GL) MIN4 » (disposition RRC-A), et 4 VDA, dont l'ouverture est obtenue sur signal diversifié « Haute Pression GV MAX2 » (disposition RRC-A), et 8 soupapes de sûreté GV sont disponibles : l'évacuation de la puissance résiduelle est donc assurée.

### **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre que, pour l'accident de perte d'une pompe primaire cumulé à une défaillance du système de protection en état A, les critères de sûreté relatifs au maintien de l'intégrité de la gaine du combustible sont respectés et l'état final RRC-A est atteint grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- AAR sur signal diversifié « Très bas débit boucle » dans 1 boucle sur 4,
- démarrage de l'ASG sur signal diversifié « Bas niveau GV (GL) MIN4 »,
- ouverture des VDA sur signal diversifié « Haute pression GV MAX2 ».



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2A

PAGE 8/9

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.2A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE D'UNE  
POMPE PRIMAIRE PRINCIPALES HYPOTHÈSES (ISSUES  
DE LA SECTION 15.2.2K)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2A

PAGE 9/9

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.2A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE D'UNE**  
**POMPE PRIMAIRE HYPOTHÈSES RELATIVES AUX**  
**DISPOSITIONS RRC-A**

□


**SOMMAIRE****.19.1.3FSB.2B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION****(ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES**

<b>EXTERNES – PHASE COURT TERME . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT . . . . .	3
1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .	3
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET</b>	
<b>CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .	3
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .	4
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .	5
4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .	6
4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .	6
4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .	6
4.3.2. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .	6
4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .	6
4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .	7
4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET	
DE SAUVEGARDE . . . . .	7
4.3.6. VÉRIFICATION DU CRITÈRE EN NOMBRE DE CRAYONS	
SUSCEPTIBLES D'ENTRER EN CRISE D'ÉBULLITION . . . . .	7
4.3.7. VÉRIFICATION DU CRITÈRE EN TEMPÉRATURE DE GAINÉ . . . . .	7
4.4. RÉSULTATS . . . . .	7
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>8</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.2B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRINCIPALES HYPOTHÈSES .....</b>	<b>9</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.2B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>10</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.2B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME SIGNAL  ET DÉBIT VOLUMIQUE BOUCLE RELATIFS .....</b>	<b>11</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PUISSANCES NORMALISÉES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES .....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2B.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRESSION PRESSURISEUR ET NIVEAU PRESSURISEUR .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2B.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME DÉBIT AU CONDENSEUR ET TEMPÉRATURE DE GAINÉ.....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2B.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA RÉACTIVITÉ.....</b>	<b>15</b>

## .19.1.3FSB.2B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT

Cette section traite de la phase court terme de l'accident de perte totale des alimentations électriques externes (PTAEE) cumulé à une perte totale du système de protection (PS) en état A. Les conséquences de l'accident à moyen et long termes sont traitées dans la section 19.1.3FSb.2c.

La perte totale des alimentations électriques externes entraîne la perte de l'alimentation de tous les auxiliaires de l'installation, c'est-à-dire les pompes primaires, les pompes d'extraction des condensats, les pompes d'eau alimentaire normale, etc.

#### 1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT

La perte totale des alimentations électriques externes peut être due à une perte complète du réseau extérieur ou à la perte du système de distribution électrique du site.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

L'accident de perte totale des alimentations électriques externes cumulé à une défaillance du système de protection appartient à la famille des pertes totales ou partielles de débit primaire.

La perte totale des alimentations électriques externes provoque l'arrêt de tous les GMPP et de toutes les pompes APA (ARE), ainsi qu'un déclenchement de la turbine. La pompe AAD est indisponible faute d'alimentation électrique. Le vide au condenseur n'est pas maintenu et le GCT est rapidement indisponible.

Le déroulement de l'accident est caractérisé par un échauffement du fluide primaire résultant de la diminution de débit primaire induite par l'arrêt des GMPP d'une part, et de la réduction de la capacité d'évacuation de la puissance primaire par le secondaire induite par la perte de l'ARE et le déclenchement de la turbine d'autre part.

Cet échauffement conduit à une diminution de la puissance cœur par contre-réaction modérateur, qui n'est cependant pas suffisamment rapide par rapport à la diminution de débit primaire : le rapport puissance cœur sur débit primaire augmente, entraînant un risque de crise d'ébullition (diminution du RFTC), et potentiellement un échauffement de la gaine si l'entrée en crise d'ébullition est effective.

Côté primaire, l'échauffement du fluide s'accompagne d'une montée en pression du circuit primaire qui peut aller jusqu'à la sollicitation des soupapes du pressuriseur.

Côté secondaire, les vannes d'admission turbine étant fermées et le cœur étant maintenu en puissance, la pression secondaire augmente, ce qui conduit à l'ouverture des vannes GCT, et éventuellement à l'ouverture des VDA sur signal diversifié « Haute pression GV MAX2 ».

En situation d'ATWS par défaillance du système de protection, aucun des signaux d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) attendus n'est généré par le PS, notamment les signaux d'AAR sur « Basse vitesse GMPP » dans deux boucles sur quatre ou sur « Bas débit boucle » dans deux boucles sur quatre.

Le débit primaire continue donc de décroître jusqu'à atteindre le signal d'AAR diversifié par « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4.

Le signal d'AAR diversifié classé F2 commande l'isolement des lignes de grand débit ARE et le déclenchement de la turbine, mais ces deux actions sont sans impact sur le déroulement de l'accident, l'ARE et la turbine étant indisponibles suite à l'initiateur.

Ce signal provoque également la chute des grappes, ce qui entraîne une forte réduction de la puissance cœur, limite l'échauffement du fluide primaire et met un terme aux risques de crise d'ébullition et d'échauffement de la gaine.

Les phénomènes prédominants dans cet accident à court terme sont les suivants :

- déclenchement de la turbine, arrêt des GMPP et perte de l'ARE, sans Arrêt Automatique du Réacteur,
- diminution du débit primaire,
- augmentation du rapport puissance sur débit cœur entraînant un risque de crise d'ébullition,
- échauffement du fluide primaire entraînant une augmentation de la pression dans le RCP,
- déclenchement de la turbine entraînant une montée en pression du circuit secondaire,
- diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur dans un premier temps puis par chute des grappes sur signal diversifié d'AAR.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères techniques d'acceptation sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique :  $keff < 1,0$ .
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

Les aspects « obtention de la sous-criticité en phases moyen/long termes » et « évacuation de la puissance résiduelle » sont traités dans le cadre de l'étude des phases moyen/long termes reportée dans la section 19.1.3FSb.2c. L'obtention de la sous-criticité à court terme sera vérifiée dans le cadre de la présente étude.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) pour lesquels des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482° C, pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.

Le respect du critère de fusion de 10% combustible au point chaud ne fait l'objet d'aucune vérification spécifique dans la présente section. En effet, l'accident étant rapide, les températures du combustible sont peu sensibles à la dégradation de l'évacuation de la puissance par le fluide primaire et elles sont pilotées essentiellement par la puissance nucléaire qui ne fait que décroître au cours du déroulement de l'accident. Il n'y a donc pas de problème de sûreté lié à la température du combustible pour cet accident.



Par ailleurs, l'intégrité de la deuxième barrière ne doit pas être compromise. Par découplage, la pression ne doit pas dépasser 130 % de la pression de calcul [1].

Les aspects « surpressions primaire » sont traités dans la section 3.6.3.1.

Finalement, la présente section fait l'objet des analyses relatives aux critères techniques d'acceptation suivants :

- nombre maximal de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition inférieur à 10 %,
- température de gaine inférieure à 1482°C,
- obtention de la sous-criticité à court terme.

### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé de défaillance supplémentaire indépendante ou d'indisponibilité pour cause de maintenance préventive.

L'initiateur correspond à la perte des alimentations électriques externes. Celle-ci entraîne :

- l'arrêt des 4 GMPP,
- la perte de l'ARE,
- le déclenchement de la turbine.

La perte totale du PS est cumulée à cet accident.

L'AAR diversifié intervient sur « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4 entraînant la chute des grappes.

Côté primaire, les 3 soupapes du pressuriseur peuvent être sollicitées.

Côté secondaire, les GV peuvent être alimentés en eau par 2 trains ASG secourus par diesels SBO. La puissance secondaire peut être évacuée par 4 VDA (avant épuisement des batteries [1], 2 VDA ensuite) et 8 VVP.

### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Les [§ 4.1.](#), [§ 4.2.](#), et [§ 4.3.](#) qui suivent se rapportent uniquement à la démonstration du respect des critères techniques d'acceptation PCC-4, traités explicitement par calcul ; l'analyse de l'atteinte de la sous-criticité à court terme est traitée par argumentaire et reportée directement au [§ 4.4.](#).

#### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants vis-à-vis de la crise d'ébullition sont les suivants :

- RFTC initial,
- coefficient densité modérateur,
- coefficient Doppler puissance,
- moment d'inertie des GMPP,
- capacité des moyens d'évacuation de la puissance au secondaire,
- instant d'intervention de l'AAR diversifié,
- seuils d'ouverture/fermeture des soupapes pressuriseur.

## **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [1].

Le transitoire cinétique est simulé à l'aide du code [1], qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique découplée (calcul du nombre de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition) est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [1] à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues du transitoire cinétique [1]. [1].

L'analyse thermique découplée (calcul de la température de gaine) est réalisée [1].

La démonstration du respect des critères techniques d'acceptation est assurée pour ce qui concerne les paramètres dominants « coefficient densité modérateur » et « RFTC initial » [1].

Un seul transitoire cinétique est simulé avec [1] en considérant l'abaque de coefficient densité modérateur enveloppe (voir § 4.3.2.). L'analyse thermohydraulique cœur est réalisée, en considérant un RFTC initial enveloppe.

## **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

L'ensemble des hypothèses de l'étude est détaillé ci-après et synthétisé au [TAB-19.1.3Fsb.2b.1](#).

Les paramètres dominants vis-à-vis de la crise d'ébullition sont pénalisés tel que décrit dans les paragraphes ci-dessous.

### **4.3.1. État initial**

Comme indiqué au § 4.2., la valeur de RFTC initial à considérer est une valeur enveloppe tous cycles [1] (voir section 19.1.1).

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur [1]. Elles sont pénalisées de leurs incertitudes respectives de manière à respecter la cohérence avec les conditions de calcul du RFTC initial [1]

[1]

### **4.3.2. Données neutroniques**

[1]

### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

La perte totale des alimentations électriques externes se produit [1] et conduit à l'arrêt des quatre GMPP, à la perte de l'ARE et au déclenchement de la turbine. Les hypothèses suivantes sont considérées :

- Le moment d'inertie des GMPP est pris à sa valeur minimale.
- Le débit ARE s'annule dans un temps qui correspond au délai maximal de fonctionnement des pompes APA après un MDTE [1].
- Le temps de fermeture des vannes d'admission turbine est pris maximal [1].

[1]

#### 4.3.4. Hypothèses relatives aux régulations

Les régulations de niveau GV et de niveau pressuriseur par le RCV ne sont pas prises en compte car elles n'auront pas le temps d'intervenir lors de cet accident à cinétique rapide.

La régulation de température moyenne primaire provoque l'insertion des grappes et est donc favorable pour l'accident. Elle n'est donc pas prise en compte.

La régulation de pression pressuriseur par l'aspersion normale est prise en compte afin de limiter l'augmentation de pression (pénalisant vis-à-vis du RFTC) car l'AAR diversifié intervient avant l'ouverture des soupapes du pressuriseur. Ainsi le débit d'aspersion sera maximisé pour obtenir une pression minimale. Et le délai d'ouverture de l'aspersion est minimisé.

Le contrôle de la pression GV par le GCT est pris en compte pour son caractère pénalisant de manière à maximiser l'évacuation de la puissance par les systèmes secondaires dans les premières secondes de l'accident. Le GCT est ensuite perdu sur signal de pression élevée dans le condenseur suite à la perte totale des alimentations électriques externes. Par découplage conservatif, le condenseur est néanmoins considéré comme disponible sur toute la durée de la phase court terme de l'accident. Par ailleurs, la capacité du GCT est maximisée.

□

#### 4.3.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

Le signal d'AAR diversifié par « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4 classé F2 intervient en cas de perte des alimentations électriques externes cumulée à une perte totale du système de protection.

□

#### 4.3.6. Vérification du critère en nombre de crayons susceptibles d'entrer en crise d'ébullition

Le nombre de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition est calculé, autour de l'instant de RFTC minimal, à partir des données suivantes :

- la courbe de fuel census enveloppe correspondant aux cycles de la première gestion FA3 (voir sous-chapitre 4.3), recalée par homothétie sur le facteur d'élévation d'enthalpie maximal de l'accident,
- les conditions thermo-hydrauliques (puissance thermique cœur, débit, pression et température primaires) issues du transitoire cinétique□.

#### 4.3.7. Vérification du critère en température de gaine

Les données neutroniques considérées pour l'analyse thermique découplée sont les suivantes :

- De manière conservative, l'entrée en crise d'ébullition est supposée dès l'évènement initiateur.
- Les conditions thermo-hydrauliques (puissance nucléaire, pression, débit massique et densité) sont issues du transitoire cinétique□.
- La température est égale, à chaque instant, à la température maximale en sortie de chacun des 4 canaux composant le cœur.
- Le facteur de point chaud FQ est constant et ajusté □ de telle sorte qu'au début de l'accident, la puissance linéique soit égale à la limite de fonctionnement en puissance linéique □.

### 4.4. RÉSULTATS

#### Limitation des rejets radioactifs

La séquence des évènements de l'accident est présentée au tableau [TAB-19.1.3Fsb.2b.2](#).

L'évolution des principales grandeurs de l'accident est présentée en figures [FIG-19.1.3Fsb.2b.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.2b.5](#).

L'analyse thermohydraulique aboutit à un nombre maximal de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition  $\square$ . Ce résultat est obtenu dans les conditions les plus défavorables, c'est-à-dire avec la valeur maximale du  $F\Delta H$ , avec la distribution axiale de puissance en cosinus piquée à 1,45, et la courbe de fuel census enveloppe.

L'analyse thermique aboutit à une température maximale de gaine  $\square$ . Ce résultat est obtenu avec le facteur de point chaud FQ constant, pénalisant vis-à-vis du critère en température de gaine, ajusté de telle sorte qu'au début de l'accident, la puissance linéique soit égale à la limite de fonctionnement  $\square$ .

Par conséquent, les critères techniques d'acceptation « nombre maximal de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition < 10 % » et « température maximale de la gaine < 1482°C » sont vérifiés pour la phase court terme de l'accident d'ATWS par défaillance du système de protection et perte totale des alimentations électriques externes.

#### Atteinte de l'état final RRC-A

Pour l'accident d'ATWS par défaillance du système de protection et perte totale des alimentations électriques externes en phase court terme, la démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A repose sur l'obtention de la sous-criticité du cœur. La disposition RRC-A de signal diversifié d'AAR « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4 provoque la chute des grappes, ce qui permet d'assurer la sous-criticité du cœur.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre que, pour la phase court terme de l'accident de PTAE cumulé à une défaillance du système de protection en état A, les critères techniques d'acceptation PCC-4 sont respectés et la sous-criticité est atteinte grâce à la disposition RRC-A de signal diversifié d'AAR « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4.

**TAB-19.1.3FSB.2B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRINCIPALES HYPOTHÈSES**

□

**TAB-19.1.3FSB.2B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) - PERTE TOTALE DES**  
**ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE**  
**COURT TERME SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

Instant (s)	Évènement
0	Début de la perte totale des alimentations électriques externes  Arrêt des GMPP Déclenchement turbine Perte ARE Arrêt des chaufferettes variables
10,80	Vannes d'admission turbine fermées
11,80	Franchissement du seuil physique d'AAR par « Basse Vitesse GMPP » dans 2 boucles sur 4
12,10	Ouverture GCT
12,90	Ouverture des vannes d'aspersion normale
13,30	Franchissement du seuil étude d'AAR diversifié par « Bas débit boucle » dans 2 boucles sur 4
15,00	Arrêt effectif ARE
15,80	Début de la chute des grappes
17,55	Fraction de crayons susceptibles d'entrer en crise d'ébullition maximale  Conditions locales à la cote de RFTCmin de 409,95 cm : Pression locale : 165,8 bar Vitesse massique locale : 1,68 t/m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> Titre thermodynamique local : 0,29 (fraction)
17,81	Pic de température de la gaine



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2B

PAGE 11/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME SIGNAL □ ET DÉBIT VOLUMIQUE BOUCLE RELATIFS**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2B

PAGE 12/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PUISSANCES NORMALISÉES ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES**

□

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2B

PAGE 13/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2B.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME PRESSION PRESSURISEUR ET NIVEAU PRESSURISEUR**

□

□

**FIG-19.1.3FSB.2B.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME DÉBIT AU CONDENSEUR ET TEMPÉRATURE DE GAINÉ**

□

□

**FIG-19.1.3FSB.2B.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES – PHASE COURT TERME ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA RÉACTIVITÉ**

□

## SOMMAIRE

### .19.1.3FSB.2C ATWS PAR PERTE TOTALE DU PS + MDTE - PHASE LONG

TERME (A) . . . . .	3
1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS . . . . .	3
2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ANALYSE . . . . .	3
2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .	3
2.2. CRITÈRES . . . . .	4
3. SCÉNARIO . . . . .	4
4. ANALYSE DE L'ACCIDENT . . . . .	5
4.1. HYPOTHÈSES . . . . .	5
4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .	5
4.1.2. ÉTAT INITIAL . . . . .	5
4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .	5
4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .	6
4.1.5. ACTIONS DE PROTECTION ET DE MITIGATION . . . . .	7
4.1.6. ACTIONS DE L'OPÉRATEUR . . . . .	7
4.2. CODES ET MÉTHODES . . . . .	7
4.3. RÉSULTATS . . . . .	7
5. CONCLUSION . . . . .	8

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.2C.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>10</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.2C.2</b>	<b>COURBE DE PUISSANCE.....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.2C.3</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS.....</b>	<b>12</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.2C.1</b>	<b>PUISSANCE CŒUR ET GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE.....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.2</b>	<b>PRESSION SECONDAIRE ET TEMPÉRATURES DES BRANCHES CHAUDES .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.3</b>	<b>TEMPÉRATURE DES BRANCHES FROIDES – PRESSION PRIMAIRE .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.4</b>	<b>NIVEAU PRESSURISEUR – INVENTAIRES PRIMAIRE ET SECONDAIRE.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.5</b>	<b>DÉBITS MASSIQUES VDA – MASSES RELACHÉES AUX VDA.....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.6</b>	<b>NIVEAU D’EAU GAMME LARGE DES GV – DÉBITS ASG.....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.2C.7</b>	<b>MASSES ASG INJECTÉES .....</b>	<b>19</b>

## .19.1.3FSB.2C ATWS PAR PERTE TOTALE DU PS + MDTE - PHASE LONG TERME (A)

### 1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS

Un MDTE combiné avec la perte du PS provoque l'indisponibilité des 4 générateurs diesel de secours, ces derniers étant démarrés par le PS. Le scénario résultant est équivalent à celui de la section 19.1.3Fsc mais sans protection du PS et consiste en un déclenchement turbine ainsi qu'un arrêt des pompes ARE et des GMPP. Sans sources d'alimentation électriques supplémentaires, les pompes AAD, l'ASG, le système RRI/SEC, l'ISMP, l'ISBP, le système de ventilation et les chargeurs de batteries restent indisponibles.

Un ATWS par perte du PS combiné à un MDTE est donc un transitoire d'échauffement qui peut entraîner d'une part l'endommagement du combustible et de la gaine, et d'autre part la perte d'intégrité du circuit primaire. Les conséquences de l'accident à court terme sont traitées dans la section 19.1.3Fsb.2a.

L'accident est mitigé grâce à des signaux diversifiés déclenchant l'AAR et l'ouverture automatique du VDA. Un signal d'arrêt automatique diversifié sur bas débit boucle est valorisé dans la présente étude. L'alimentation en eau des GV est rendue possible par le démarrage des diesels SBO.

La perte de l'injection aux joints et du refroidissement de la barrière thermique suite à la perte du PS cumulée à un MDTE induit une remontée d'eau chaude primaire au niveau des joints de pompe primaire. Le choc thermique sur le joint 1 induit une forte augmentation du débit dans la ligne de fuite du joint 1 jusqu'à l'isolement de cette dernière. Après l'isolement des lignes de fuite des joints et la mise en place du dispositif d'étanchéité à l'arrêt des pompes primaires (DEA) à 10 minutes grâce aux batteries de secours, d'une autonomie de [ ], le primaire est totalement intègre. L'intégrité du DEA est garantie par un refroidissement partiel manuel qui permet de rester en-dessous des conditions requises au primaire pour la qualification du DEA.

L'évacuation de la puissance du cœur par le secondaire (VDA) reste effective tant que l'inventaire en eau des GV est suffisamment élevé.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ANALYSE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Du fait de la perte du PS, il faut démontrer que l'événement est géré par des signaux diversifiés.

Pour cette séquence, les signaux diversifiés suivants sont pris en compte :

- signal diversifié d'arrêt d'urgence du réacteur sur bas débit boucle,
- signal diversifié d'ouverture du VDA sur haute pression GV,
- signal diversifié d'isolement de la purge sur bas niveau GV.

Lors d'un MDTE combiné à la perte du PS, il faut accomplir les deux tâches principales suivantes :

- garantir un inventaire en eau suffisant au secondaire pour l'évacuation de la puissance résiduelle,
- garantir l'étanchéité des joints des pompes primaires.

Du fait de l'indisponibilité de l'ARE (y compris des pompes AAD), l'alimentation de l'ASG doit être rétablie par un démarrage manuel de 2 diesels SBO et de 2 pompes ASG. L'intégrité du DEA est

garantie par un refroidissement partiel [ ] qui permet de rester en-dessous des conditions requises au primaire pour la qualification du DEA.

L'objectif de l'étude est de démontrer l'efficacité des dispositions RCC-A, telles que :

- mise en place automatique du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt (DEA) des pompes primaires,
- ouverture automatique du VDA sur signal diversifié « haute pression GV »,
- démarrage [ ] des diesels SBO,
- démarrage [ ] depuis la salle de commande des trains ASG 1 et 4,
- Isolement du REN sur haute température dans une ligne d'échantillonnage,
- Isolement de la décharge HP du RCV sur haute température,
- le refroidissement manuel jusqu'à une pression GV de [ ] bar abs (avec un gradient de  $-50^{\circ}\text{C/h}$ ) via les VDA des GV 1 et 4 pour garantir les conditions de qualification du DEA, (les trains 2 et 3 sont indisponibles car les batteries d'une autonomie de [ ] sont déchargées).

Les dispositions d'isolement du REN et de la décharge HP ont pour rôle d'éviter les rejets radiologiques.

## **2.2. CRITÈRES**

L'analyse de l'accident RRC-A doit être réalisée jusqu'à « l'état final RRC-A » (voir section 19.1.0), c'est à dire que les critères de sûreté suivant doivent être vérifiés :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à  $1\,482^{\circ}\text{C}$ , pour les transitoires accidents rapides n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.

L'étude présentée dans la section 19.1.3Fsb.2a, qui couvre l'aspect court terme de ce transitoire, permet d'assurer le respect des critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits ci-dessus.

## **3. SCÉNARIO**

La séquence typique des événements sans prise en compte du débit à travers les joints des GMPP pendant la mise en place du DEA est décrite ci-dessous. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont listées au § 4..

- En cas de MDTE, la turbine est déclenchée et les GMPP s'arrêtent.
- Du fait de la perte du PS, les actions automatiques sont mises en œuvre par des signaux diversifiés. Le réacteur est arrêté automatiquement sur un signal diversifié de bas débit boucle.

- Le GCT n'étant pas pris en compte dans l'analyse, la pression côté secondaire est limitée par les VDA. L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par une circulation naturelle et par les rejets vapeur assurés par les 4 VDA alimentés par les batteries de secours d'une autonomie de [ ] .
- Malgré la perte de l'injection aux joints des pompes primaires et du refroidissement de la barrière thermique en raison du MDTE et du non démarrage des diesels de secours, l'étanchéité du circuit primaire est garantie après la mise en service du DEA et l'isolement des lignes de fuite aux joints des GMPP, rendue possible grâce aux batteries de secours (d'une autonomie de [ ] ). Un débit de retour de joints non compensé conduisant à une perte d'inventaire en eau [ ] pendant 10 minutes (soit jusqu'à la réalisation des actions décrites précédemment) est pris en compte dans l'étude.
- Les GV ne sont pas alimentés en eau et leur inventaire commence à diminuer.
- La purge des GV est isolée sur Niveau GV < Min1 [ ] .
- Après décharge des batteries [ ] , les vannes réglantes des VDA et les vannes de contrôle de niveau des [ ] ne peuvent plus être contrôlées depuis la salle de commande. Elles restent dans leur dernière position. Les vannes d'isolement des [ ] se ferment.  
Les VDA [ ] restent alimentés électriquement par les diesels SBO et peuvent encore être contrôlés.  
Les VIV restent ouvertes.
- Pour garantir à long terme l'évacuation de la puissance résiduelle et l'étanchéité des joints des pompes primaires, l'opérateur doit procéder aux actions suivantes :

[ ]

Le calcul est arrêté après 12000 secondes.

## 4. ANALYSE DE L'ACCIDENT

### 4.1. HYPOTHÈSES

#### 4.1.1. Paramètres dominants

Les paramètres dominants, influant sur le transitoire et la vérification des critères, sont les suivants :

- Le niveau du PZR minimisé pour pénaliser l'inventaire en eau initial du primaire.
- puissance initiale du cœur maximisée pour maximiser la puissance à évacuer,
- puissance résiduelle maximisée,
- Les incertitudes sur les seuils de niveau GV sont prises en compte pour minimiser l'inventaire en eau secondaire à l'instant initial.

Les paramètres non dominants seront pris à leur valeur nominale ou pénalisés de leur incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions de l'état initial sont indiquées au tableau [TAB-19.1.3Fsb.2c.1](#), avec leurs incertitudes. Toutes les valeurs de pression sont en bar abs.

#### 4.1.3. Données neutroniques

La puissance du cœur est supposée constante [ ] jusqu'au début de la chute des grappes. La courbe de puissance résiduelle inclut un terme A [ ] , prenant en compte des hypothèses enveloppes, à savoir toutes grappes insérées et un temps de chute des grappes avec séisme. La loi de puissance résiduelle B+C avec incertitudes [ ] est issue du sous-chapitre 15.1. La courbe de puissance résiduelle obtenue est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.2c.2](#).



#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont explicitées ci-dessous :

- **DEA**

Une fois les GMPP à l'arrêt, les lignes de fuite des joints sont isolées et le DEA est mis en place automatiquement. Un délai de 10 minutes doit être respecté avant la mise en place du DEA pour garantir un arrêt complet des pompes. La séquence d'activation du DEA est la suivante :

- Durant le délai de ralentissement des GMPP de 10 minutes, les lignes de fuite des GMPP sont maintenues ouvertes jusqu'à la mise en place du DEA.
- Après un délai de 10 minutes, le DEA est mis en place et les vannes d'isolement des lignes de fuite des joints de pompe n° 1/2/3 sont fermées dans l'ordre, de la ligne 3 à la ligne 1 pour chaque pompe.

Les exigences du profil de qualification pour l'intégrité du DEA sont les suivantes : lors des 2,5 premières heures, les températures et pressions de la branche froide du circuit primaire doivent être inférieures respectivement à [ ] et [ ]. Puis au-delà de 3 heures, elles doivent être inférieures respectivement à [ ] et [ ].

- **VDA**

Les quatre VDA peuvent être utilisés pour l'évacuation de la puissance résiduelle pendant la phase initiale du transitoire [ ]. Le seuil d'ouverture diversifié des VDA est de [ ], le point de consigne de la régulation est de [ ]. Le temps de réponse de la chaîne et du traitement du signal est de [ ], le temps d'ouverture de la vanne d'isolement du VDA est de [ ].

De plus, les VDA permettent la dépressurisation du circuit. Le seuil de pression pour la fin du refroidissement manuel partiel est de [ ]. Une décharge minimale de [ ] par train est considérée. Après décharge des batteries [ ]. Etant donné que les diesels SBO alimentent les divisions 1 et 4, les VDA de ces divisions restent utilisables. Les vannes d'isolement vapeur (VIV) étant ouvertes, la pression sera abaissée dans les 4 GV après refroidissement manuel partiel.

- **ASG**

Les pompes ASG des trains 1 et 4 sont disponibles après démarrage des diesels SBO concernés. Les pompes ASG sont démarrées manuellement, l'injection est effective [ ] après le démarrage des diesels SBO. Les vannes du barillet ASG aval des pompes sont ouvertes depuis la salle de commande principale (vannes motorisées) après démarrage des pompes ASG.

La température de l'ASG est maximisée [ ]. Le débit d'injection est minimal [ ]. Une répartition non symétrique des débits ASG dans les GV (deux trains ASG alimentent quatre GV) est prise en compte (cf. section 19.1.1). Le volume d'eau des bâches ASG est supposé minimal [ ].

- **Système de purge des GV**

Un débit de purge constant de [ ] est prélevé. La purge est automatiquement isolée sur signal diversifié lorsque le niveau des GV devient inférieur à MIN1 [ ]. Un temps de fermeture de [ ] est considéré pour la vanne d'isolement de la purge.

- **Echantillonnage des GV**

Un débit d'échantillonnage constant côté secondaire de [ ] par GV est prélevé.

- **Soupapes de sûreté du pressuriseur**

Les trois soupapes de sûreté du PZR sont disponibles avec les pressions d'ouverture nominales [ ].

- **RBS**

Le RBS est disponible mais n'est pas requis pour l'atteinte de l'état final RRC-A.

Etat des systèmes de régulation :

- **ARE**

Le système est perdu suite au MDTE.

- **GCT**

Le système n'est pas pris en compte car il est non classé.

- **Régulation de la pression du pressuriseur**

Le système d'aspersion est indisponible à cause de l'arrêt des GMPP. Les chaufferettes du PZR sont indisponibles car elles ne sont pas secourues par les diesels SBO.

- Régulation du niveau du pressuriseur  
En raison de la perte du RCV, la régulation du niveau du pressuriseur est indisponible. Un débit de retour de joints non compensé suite à la perte de l'injection aux joints des pompes primaires est pris en compte dans l'étude jusqu'à la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuites des joints des GMPP.
- Régulation du niveau des GV  
L'ASG régule le niveau des GV autour de  $\square$ .  
 $\square$ . Le niveau GV est contrôlé par l'opérateur  $\square$ .

#### **4.1.5. Actions de protection et de mitigation**

L'analyse a été réalisée en tenant compte des systèmes de protection suivants :

- Déclenchement de la turbine (DT)  
Le déclenchement turbine se produit immédiatement après l'initiateur. Le débit de vapeur vers la turbine s'annule immédiatement.
- Arrêt Automatique du Réacteur (AAR)  
Du fait de la perte du PS, l'arrêt du réacteur est activé par des signaux diversifiés. La chute de toutes les grappes est déclenchée sur bas débit boucle  $\square$ . Le délai total entre l'atteinte du seuil et l'arrêt du réacteur est de  $\square$ , ce temps incluant la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps d'ouverture du disjoncteur. Le temps de chute des grappes est pris en compte dans la courbe d'évolution de puissance.
- Ouverture des VDA  
L'ouverture des VDA intervient sur un signal diversifié de haute pression GV  $\square$ . Le retard pris en compte entre l'atteinte du seuil et l'ouverture des VDA est de  $\square$ , ce temps incluant la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps d'ouverture complète des VDA. Le point de consigne pour la vanne de contrôle du VDA est de  $\square$ .
- Mise en service de l'ASG  
Deux pompes sont disponibles après le démarrage de deux diesels SBO (divisions 1 et 4).
- Isolement de la purge des GV  
Le circuit de purge des GV est isolé sur le signal diversifié « Bas niveau GV GE < MIN1 »  $\square$ .

#### **4.1.6. Actions de l'opérateur**

$\square$

#### **4.2. CODES ET MÉTHODES**

$\square$

#### **4.3. RÉSULTATS**

De manière conservatrice, on suppose que le MDTE avec perte du PS se produit au début de la séquence RRC-A.

La séquence des événements est donnée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.2c.3](#). L'évolution des principaux paramètres est présentée dans les figures [FIG-19.1.3Fsb.2c.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.2c.7](#).

La phase initiale du scénario est caractérisée par le déclenchement immédiat de la turbine et la perte de la circulation forcée. La vitesse des pompes primaires diminue, l'arrêt automatique du réacteur sur basse vitesse des GMPP n'est pas déclenché à cause de la perte du PS. Le débit de retour de joints non compensé induit une légère diminution de l'inventaire en eau du circuit primaire jusqu'à la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuites des joints des GMPP à 10 minutes.

Un signal d'AAR diversifié sur bas débit boucle est considéré. A partir de ce signal, toutes les grappes sont insérées et la réduction de puissance débute conformément à la courbe de puissance résiduelle.

La dégradation de l'évacuation de la puissance résiduelle provoque une augmentation de la pression dans le circuit primaire et secondaire. Tant que les GMPP ne sont pas complètement à l'arrêt, les lignes de fuite des joints de pompe doivent être maintenues ouvertes pour garantir l'intégrité du système d'étanchéité.

Le pic de pression primaire apparaissant en début de transitoire est supérieur à  $\square$ . A cet instant, les pompes n'étant pas encore totalement arrêtées, le DEA n'est pas mis en place et donc son intégrité n'est pas remise en cause.

L'augmentation de pression initiale est arrêtée par :

- la réduction de la puissance après activation du signal d'AAR diversifié,
- l'évacuation de la puissance côté secondaire via les VDA,
- l'ouverture des soupapes de sûreté du PZR.

La phase suivante du scénario se caractérise par la transition vers une circulation naturelle dans le circuit primaire, et l'évacuation de la puissance résiduelle par le secondaire via les VDA à  $\square$ , en bénéficiant de la quantité d'eau présente initialement dans les GV.

Les deux diesels SBO sont démarrés 30 minutes après le signal d'AAR diversifié. L'injection de l'ASG est effective  $\square$  après le démarrage des diesels SBO. Un niveau d'eau minimum de  $\square$  est atteint avant que l'injection ASG soit effective. L'ouverture des vannes du barillet ASG permet l'alimentation des 4 GV. Du fait de la distribution non symétrique du débit de l'injection de l'ASG dans les GV, les niveaux d'eau des GV 1 et 4 sont restaurés au niveau nominal en environ 70 minutes, alors que l'augmentation des niveaux des GV 2 et 3 est un peu plus lente.

Les vannes d'isolement VDA des GV 2 et 3  $\square$ . Mais comme les VIV restent ouvertes lorsque les deux diesels SBO sont disponibles, le relâchement de la vapeur des GV 2 et 3 reste possible via les VDA des GV 1 et 4.

$\square$  après le signal d'AAR diversifié. Il en résulte que la température des branches froides est réduite  $\square$ . Après le refroidissement partiel manuel, la pression primaire est d'environ  $\square$ . Ces conditions permettent le respect à long terme des exigences sur la tenue des joints des pompes primaires et du profil de qualification du DEA. Toute perte de réfrigérant primaire peut donc être exclue à partir de la mise en place du DEA.

La consommation ASG au cours des 12000 secondes de simulation du transitoire est de  $\square$ , refroidissement partiel manuel inclus. Entre 12000 secondes et 24 heures,  $\square$  d'ASG sont consommées pour évacuer la puissance résiduelle. L'échantillonnage des GV de  $\square$  est pris en compte, conduisant à une consommation inférieure à  $\square$  entre 12000s et 24 heures. La masse totale d'ASG consommée étant de  $\square$ , les bâches ASG  $\square$  sont donc suffisantes pour assurer l'évacuation de la puissance résiduelle pendant 24 heures.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse de sûreté a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Une simulation effectuée  $\square$  démontre qu'après un MDTE avec perte du PS en état A, un état final RRC-A respectant les critères de sûreté mentionnés au [§ 2.2](#) est atteint.

Par conception, la chute de toutes les grappes est suffisante pour garantir la sous-criticité à long terme dans les conditions thermohydrauliques de fin de refroidissement manuel (voir sous-chapitre 4.5).

Aucun assèchement des GV n'est constaté et l'évacuation de la puissance résiduelle par les GV est assurée.

Aucune sollicitation des soupapes de sûreté, primaires ou secondaires, n'est observée au cours du transitoire. L'intégrité du circuit primaire est assurée après la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuite des joints des GMPP, assurant ainsi l'absence de rejets radiologiques.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A dédiées en cas d'ATWS par perte PS + MDTE suivantes :

- mise en place automatique du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt (DEA) des pompes primaires,
- ouverture automatique du VDA sur signal diversifié « haute pression GV »,
- □,
- □,
- □,
- Isolement du REN sur haute température dans une ligne d'échantillonnage,
- Isolement de la décharge HP du RCV sur haute température.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 10/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.2C.1 CONDITIONS INITIALES**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 11/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TAB-19.1.3FSB.2C.2 COURBE DE PUISSANCE

□

## TAB-19.1.3FSB.2C.3 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS

ÉVÉNEMENT	TEMPS (s)
MDTE avec perte du PS, déclenchement turbine et arrêt des GMPP, arrêt de l'eau alimentaire normale	0
$\sqrt{(\Delta P_{GMPP})} < \square \sqrt{(\Delta P_{GMPPnominal})}$ dans 2 boucles ou plus	3,7
Signal AAR diversifié sur bas débit boucle ( $\Delta P_{GMPP}$ faible)	$\square$
Chute de toutes les grappes, début de la réduction de la puissance du cœur	$\square$
Niveau GV < $\square$ GE	7,0
Ouverture de la soupape de sûreté 1 du PZR	7,7
Pression GV > $\square$ bar abs	8,1
Ouverture de la soupape de sûreté 2 du PZR	8,4
Ouverture des VDA	12,3
Fermeture de la soupape de sûreté 2 du PZR	21,8
Fermeture de la soupape de sûreté 1 du PZR Masse déchargée au RDP inférieure à 2 t	22,4
Isolement de la purge des GV sur signal diversifié	77,0
Arrêt des pompes primaires	~300
Dispositif d'étanchéité à l'arrêt des GMPP activé	~600
Début des actions opérateur : $\square$	1806
Début de l'injection ASG	1986
$\square$	7200
Début du refroidissement manuel partiel à - 50 °C/h jusqu'à $\square$ bar abs par les VDA des GV1 et GV4	7206
Pressuriseur vide	8277
Fin du refroidissement partiel, $\square$ bar abs atteint dans les GV 1 et 4	9507
Fin du calcul	12000



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 13/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.1 PUISSANCE CŒUR ET GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE**







**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 14/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.2 PRESSION SECONDAIRE ET TEMPÉRATURES  
DES BRANCHES CHAUDES**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 15/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.3 TEMPÉRATURE DES BRANCHES FROIDES –  
PRESSION PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 16/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.4 NIVEAU PRESSURISEUR – INVENTAIRES  
PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 17/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.5 DÉBITS MASSIQUES VDA – MASSES  
RELACHÉES AUX VDA**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.2C

PAGE 18/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.6 NIVEAU D'EAU GAMME LARGE DES GV –  
DÉBITS ASG**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

1.3FSB.2C

PAGE

19/19


CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.2C.7 MASSES ASG INJECTÉES**

□

**SOMMAIRE**

<b>.19.1.3FSB.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE CHARGE SECONDAIRE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.1. DÉFINITION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2. CAUSES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4.1.6. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4.3.1. CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GROUPE DE CONTOURNEMENT TURBINE (GCT) INDISPONIBLE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4.3.2. CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VANNE D'ISOLEMENT VAPEUR (VIV) . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>4.3.3. ATTEINTE DE L'ÉTAT FINAL . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>6.1. ANALYSE DES MODIFICATIONS IMPACTANT L'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>6.1.1. CORRÉLATION  . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>6.1.2. HYSTÉRÉSIS DES SOUPAPES DU PRESSURISEUR . . . . .</b>	<b>12</b>

<b>6.1.3. ABAISSEMENT DU SEUIL D’AAR DIVERSIFIÉ ET DE L’OUVERTURE DIVERSIFIÉE DU VDA . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>6.1.4. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>6.2. RESULTATS SUITE A LA MISE EN COHERENCE AVEC L’ETAT FINAL DE CONCEPTION . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>6.2.1. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>6.2.2. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>6.2.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>7. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>14</b>



**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.3.1 CARACTÉRISTIQUES DES DISPOSITIONS RRC-A PRISES EN COMPTE .....</b>	<b>16</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.3.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.3.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D’UNE VIV – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS.....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.3.4 MATRICE DE MÉLANGE PÉNALISÉE ISSUE DES ESSAIS <span style="color: red;">█</span> UTILISÉE DANS LE CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D’UNE VIV .....</b>	<b>19</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.3.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT ADMIS A LA TURBINE ET DÉBITS EN SORTIE DES GV .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.3.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSIONS EN SORTIE DES GV ET DÉBITS D’ALIMENTATION ARE .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.3.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA .....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.3.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 :</b>	

<b>DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES THERMIQUES ET NUCLÉAIRES AINSI QUE TEMPÉRATURES EN BRANCHES CHAUDES ET EN BRANCHES FROIDES .....</b>	<b>23</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION AU PRESSURISEUR ET DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR .....</b>	<b>24</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES ÉCHANGÉES AUX GV ET DÉBITS D'ASPERSION.....</b>	<b>25</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.7 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT ADMIS A LA TURBINE ET DÉBITS EN SORTIE DES GV.....</b>	<b>26</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.8 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSIONS EN SORTIE DES GV ET DÉBITS D'ALIMENTATION ARE .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.9 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA.....</b>	<b>28</b>
<b>FIG–19.1.3FSB.3.10 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES THERMIQUES ET NUCLÉAIRES AINSI</b>	

**QUE TEMPERATURES EN BRANCHES CHAUDES ET EN BRANCHES FROIDES ..... 29**

**FIG–19.1.3FSB.3.11 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D’UNE VIV – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION AU PRESSURISEUR ET DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR ..... 30**

**FIG–19.1.3FSB.3.12 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D’UNE VIV – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES ÉCHANGÉES AUX GV ET DÉBITS D’ASPERSION ..... 31**

## .19.1.3FSB.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PERTE TOTALE DE CHARGE SECONDAIRE

L'étude a été réalisée en deux étapes : une première étude a été menée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaire. Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier l'absence d'impact sur le respect de l'atteinte des critères de sûreté.

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

La séquence ATWS par défaillance du système de protection de Perte Totale de Charge Secondaire couvre les situations suivantes :

- un déclenchement turbine avec Groupe de Contournement Turbine (GCT) indisponible entraînant une perte totale de la charge secondaire,
- un déclenchement turbine intempestif avec GCT disponible,
- la fermeture intempestive d'une vanne d'isolement vapeur (VIV).

Un déclenchement turbine intempestif avec GCT disponible est couvert par un déclenchement turbine avec GCT indisponible et ne sera pas étudié dans la présente section.

Un déclenchement turbine avec GCT indisponible réduit la capacité du secondaire à évacuer l'énergie transportée par le circuit primaire principal. Il peut donc conduire à un risque de crise d'ébullition et d'endommagement de la gaine du combustible.

La fermeture intempestive d'une VIV est un événement d'échauffement conduisant d'une part à un risque d'endommagement du combustible par l'atteinte de la crise d'ébullition et, d'autre part, à un risque de surpression des circuits primaire et secondaire.

Cette section traite du risque lié à la crise d'ébullition. L'aspect surpression est étudié dans la section 3.6.3.

#### 1.2. CAUSES

Un déclenchement turbine avec GCT indisponible peut provenir :

- de l'ouverture des casse-vide du condenseur,
- de l'activation du signal de déclenchement du condenseur,
- de la défaillance des pompes à vide du condenseur,
- de la fermeture des vannes d'isolement des pompes à vide du condenseur,
- de la défaillance des pompes de circulation,
- d'une fuite des tubes du condenseur.

L'événement fermeture intempestive d'une VIV est initié :

- soit par un signal intempestif de fermeture d'une vanne d'isolement vapeur,
- soit par une ouverture intempestive de 2 pilotes vapeur en série sur cette vanne d'isolement vapeur.

## **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

Les conséquences d'une perte totale de charge conduisent à l'annulation du débit vapeur dans une ou plusieurs lignes vapeur ce qui entraîne un déséquilibre entre la puissance cœur et la capacité d'évacuation du secondaire. Il en résulte une augmentation des pressions primaire et secondaire ainsi qu'un échauffement du fluide primaire dans la ou les boucles affectées.

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas de déclenchement turbine avec GCT indisponible sont les suivants :

- une montée en pression du circuit secondaire (pouvant provoquer une ouverture des soupapes GV),
- une montée en pression du circuit primaire ce qui provoque un échauffement (pouvant entraîner une ouverture des soupapes du pressuriseur),
- une diminution de la puissance du réacteur par contre-réaction modérateur dans un premier temps,
- l'évacuation de la puissance au secondaire par ouverture des vannes VDA sur signal diversifié de « Haute Pression GV > MAX2 »,
- la diminution de la puissance du réacteur par chute de toutes les grappes suite à l'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) sur signal diversifié de « Haute Pression GV > MAX1 ».

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas de fermeture intempestive d'une VIV sont les suivants :

- un échauffement dans la boucle primaire affectée et un refroidissement dans les boucles saines,
- une montée en pression de la ligne vapeur affectée (pouvant provoquer une ouverture des soupapes GV),
- l'évacuation de la puissance au secondaire par l'ouverture du VDA du GV affecté sur signal diversifié de « Haute Pression GV > MAX2 » et le démarrage de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV < MIN4 (GL) » (si l'ARE n'est pas disponible),
- la diminution de la puissance du réacteur par chute de toutes les grappes suite à l'AAR sur signal diversifié de « Haute Pression GV > MAX1 ».

### **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.

- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10% de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482°C, pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.

Par souci de simplification et à titre de conservatisme, le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est vérifié par le biais des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 (voir section 15.0.2) :

- Le maintien de l'intégrité des gaines du combustible doit être démontré par l'absence de crise d'ébullition. Lorsque ni la chaîne bas RFTC ni la chaîne de surveillance du RFTC ne peuvent être valorisées, celle-ci est assurée par un RFTC supérieur au critère présenté dans le sous-chapitre 4.4.
- L'absence de fusion à cœur des pastilles de combustible doit être démontrée. Cette démonstration est effectuée en vérifiant que la puissance linéique maximale est inférieure au critère technique d'acceptation de 590 W/cm.

### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

L'initiateur peut provenir de 3 événements différents :

- un déclenchement turbine avec GCT indisponible entraînant une perte totale de charge secondaire,
- un déclenchement turbine intempestif avec GCT disponible,
- la fermeture intempestive d'une VIV.

Comme indiqué au § 1.1., un déclenchement turbine avec GCT disponible n'est pas étudié dans la présente section.

Du fait de la défaillance du système de protection, les signaux d'AAR sur « Haute Pression GV > MAX1p » ou « Haute Pression Pressuriseur > MAX2p » ne s'activent pas, tout comme le signal d'ouverture des VDA sur « Haute Pression GV > MAX1p ».

Les signaux d'AAR et d'ouverture VDA diversifiés peuvent intervenir sur « Haute Pression GV > MAX1 » pour le signal d'AAR et « Haute pression GV > MAX2 » pour l'ouverture VDA.

Le débit ARE est considéré nul après le signal diversifié d'AAR et l'alimentation en eau peut se faire grâce à l'ASG qui démarre soit manuellement par l'opérateur, soit automatiquement sur un signal diversifié de « Bas niveau GV < MIN4 (GL) ». Les soupapes GV et les soupapes de sûreté du pressuriseur peuvent être sollicitées.

### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Ce paragraphe présente l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire (voir Annexe 15B et Annexe 19B).

#### **4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

##### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après :

- niveau de puissance initial

- débit primaire [],
- température primaire initiale [],
- pression primaire initiale [],
- bouchage des Tubes des GV (BTGV) [] et surface d'échange des GV [],
- coefficient densité modérateur [],
- RFTC initial [],
- seuil d'ouverture des soupapes GV [],
- seuils associés aux signaux d'AAR et d'ouverture VDA diversifiés et temps de réponse [],
- hypothèses de pénalisation la matrice de mélange [] et du facteur de pondération neutronique [].

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être spécifiés avec des valeurs nominales ou pénalisées avec incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal (réduction de la surface d'échange et du volume des tubes GV de 10 %). Elles sont pénalisées uniquement pour les paramètres dominants de leurs incertitudes respectives de manière à minimiser le RFTC :

□

#### 4.1.3. Données neutroniques

##### 4.1.3.1. □

□

##### 4.1.3.2. □

□

#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses prises en compte de façon à pénaliser le RFTC au cours des accidents sont les suivantes :

- Le débit ARE est considéré comme nominal puis s'annule au moment du signal d'AAR diversifié.
- L'aspersion normale est modélisée : 2 lignes sont considérées disponibles avec un débit maximal par ligne [].
- La première soupape du pressuriseur est supposée s'ouvrir [] avec un débit vapeur majoré [].
- La pression de tarage des soupapes secondaires est prise maximale [].
- Le débit VDA est pris minimum [] et le point de consigne d'ouverture maximum []. Les vannes d'isolement du VDA s'ouvrent alors que le réacteur est encore à pleine puissance, de sorte que les vannes de contrôle sont en position pleines ouvertes à cet instant.
- □
- Le débit vapeur est interrompu à l'instant initial (sans tenir compte du délai de fermeture des vannes).
- Dans le cas de l'accident de Déclenchement Turbine avec GCT indisponible, le déclenchement de la turbine se produit à l'instant initial de façon instantanée. Dans le cas de l'accident de

fermeture intempestive d'une VIV, le déclenchement turbine se produit avec délai maximal depuis le signal d'AAR diversifié [ ] .

#### **4.1.5. Hypothèses relatives aux régulations**

L'aspersion normale du pressuriseur est prise en compte car elle s'avère pénalisante vis-à-vis du RFTC.

Aucune autre fonction de régulation n'est prise en compte.

En particulier, la régulation de prépositionnement des vannes réglantes du VDA en fonction de la puissance thermique cœur n'est pas prise en compte. Ces vannes sont donc pleines ouvertes à l'ouverture des vannes d'isolement du VDA.

#### **4.1.6. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Aucune protection du système de protection ne s'active sur les accidents de déclenchement turbine avec GCT indisponible et de fermeture intempestive d'une VIV du fait de la prise en compte par hypothèse de la perte totale du système de protection.

Les dispositions RRC-A suivantes interviennent :

- signal d'AAR diversifié sur « Haute pression GV > MAX1 »,
- signal d'ouverture des VDA diversifié sur « Haute pression GV > MAX2 »,
- signal de démarrage de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV < MIN4 (GL) ».

Les caractéristiques de ces dispositions sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.3.1](#).

### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées [ ] .

Les accidents sont simulés à l'aide du code [ ] qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique (calcul RFTC) est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [ ] à partir des évolutions de puissance, température, pression et débit cœur issues des résultats de l'étude de l'accident [ ] .

### **4.3. RÉSULTATS**

#### **4.3.1. Cas 1 : déclenchement turbine avec Groupe de Contournement Turbine (GCT) indisponible**

La séquence des événements pour l'accident de déclenchement turbine avec GCT indisponible est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.3.2](#).

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.3.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.3.6](#).

Le déclenchement de la turbine avec GCT indisponible entraîne une dégradation rapide de l'échange entre le primaire et le secondaire aboutissant à une augmentation rapide de la pression secondaire puis du primaire par échauffement. Le signal d'AAR diversifié est émis peu de temps après le début de l'accident [ ] sur signal d'AAR diversifié sur « Haute Pression GV > MAX1 ».

Le RFTC croît au cours de l'accident, l'effet de l'augmentation de la pression primaire l'emportant sur l'effet de l'augmentation de la température primaire. Le RFTC minimum est ainsi obtenu à l'instant



initial de l'accident et sa valeur minimale  $\square$  est supérieure au critère technique d'acceptation présentée dans le § 2.2.. Il n'y a donc pas de risque de crise d'ébullition.

La puissance thermique décroît au cours de l'accident et par conséquent la puissance linéique décroît également (le FQ étant supposé constant). Dans la mesure où l'accident est initié à une puissance linéique égale à la valeur LCO  $\square$ , la puissance linéique reste nécessairement inférieure au critère technique d'acceptation  $\square$  en-dessous de laquelle il ne peut y avoir fusion du combustible (car il n'y a pas d'entrée en crise d'ébullition lors de l'accident).

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au § 2.2.. Les critères techniques d'acceptation PCC-4 relatifs à l'intégrité du combustible décrits au § 2.2. sont donc respectés.

#### **4.3.2. Cas 2 : fermeture intempestive d'une vanne d'isolement vapeur (VIV)**

La séquence des événements pour l'accident de fermeture intempestive d'une vanne d'isolement vapeur (VIV) est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.3.3](#).

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.3.7](#) à [FIG-19.1.3Fsb.3.12](#).

La fermeture d'une vanne d'isolement vapeur conduit à l'augmentation de la pression dans le GV affecté. La dégradation de l'échange de puissance avec le secondaire au niveau du GV affecté conduit à l'augmentation de la pression primaire ainsi qu'à l'échauffement de la boucle du GV affecté. Les températures des boucles saines diminuent du fait d'un rééquilibrage de charge entre les GV (augmentation du débit vapeur dans les GV sains).

La pression dans le GV affecté augmente jusqu'à l'atteinte du seuil d'AAR diversifié sur « Haute Pression GV > MAX1 », 6,8 s après le début de l'accident. Le seuil d'ouverture des vannes d'isolement du VDA sur « Haute Pression GV > MAX2 » est également atteint 6,8 s (MAX1 = MAX2) après le début de l'accident pour une ouverture effective  $\square$  s après le début de l'accident .

Sous l'effet du refroidissement des boucles saines, et en appliquant un facteur de pondération neutronique aux boucles saines (cf. § 4.1.3.2.), la puissance thermique cœur augmente en particulier par l'effet modérateur, ce qui conduit à une dégradation du RFTC.

La valeur minimale du RFTC est obtenue 11,2 s après le début de l'accident quelques instants après le début de la chute des grappes  $\square$ . La valeur du RFTC minimal  $\square$  est supérieure au critère technique d'acceptation présenté dans le § 2.2.. Il n'y a donc pas de risque crise d'ébullition.

En considérant une puissance linéique initiale égale à la valeur LCO  $\square$ , la puissance linéique maximale  $\square$  est atteinte 10,2 s après le début de l'accident. Elle reste inférieure au critère technique d'acceptation  $\square$ , le critère d'absence de fusion à cœur des pastilles de combustible est également respecté.

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au § 2.2.. Les critères techniques d'acceptation PCC-4 relatifs à l'intégrité du combustible décrits au § 2.2. sont donc respectés.

#### **4.3.3. Atteinte de l'état final**

Pour les accidents de déclenchement turbine avec GCT indisponible et de fermeture intempestive d'une VIV, l'état final RRC-A est atteint.

L'état final RRC-A est défini par les conditions suivantes :

- La sous-criticité du cœur est assurée : après l'AAR, tous les paramètres thermohydrauliques du circuit primaire et du circuit secondaire se stabilisent. En particulier, la pression du secondaire se

stabilise à la pression d'ouverture des vannes du VDA. Deux trains RBS sont disponibles pour la borication lors du repli. Le cœur ne redevient donc pas critique.

- L'évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire est assurée: l'ASG est démarrée soit sur « Bas niveau GV < MIN4 (GL) » (seuil diversifié), □. L'évacuation de la puissance résiduelle, effectuée par la mise en place de l'ASG et l'ouverture des VDA est couverte par l'accident de la section 19.1.3Fsb.1 ATWS par défaillance du système de protection (état A) - Perte totale de l'eau alimentaire normale des GV du fait d'un inventaire plus élevé au moment de l'AAR.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

## **5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE**

Ce paragraphe présente les conclusions de l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire (voir Annexe 19B).

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 2.2, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » pour les accidents de déclenchement turbine avec GCT indisponible et de fermeture intempestive d'une VIV cumulés à un ATWS par perte du PS :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et la borication par les 2 trains RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- signal d'AAR diversifié sur « haute pression GV > MAX1 »,
- signal d'ouverture des VDA diversifié sur « haute pression GV > MAX2 »,
- signal de démarrage de l'ASG diversifié sur « bas niveau GV < MIN4 (GL) ».

## **6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION**

Le jeu d'hypothèses relatif à l'état final de conception est présenté dans le sous-chapitre 15.1 et la section 19.1.1.

### **6.1. ANALYSE DES MODIFICATIONS IMPACTANT L'ÉTUDE**

#### **6.1.1. Corrélation □**

L'utilisation de la corrélation de flux critique □ implique une modification du RFTC initial et une modification du critère technique d'acceptation en RFTC à respecter (voir sous-chapitre 4.4) :

□

#### **6.1.2. Hystérésis des soupapes du pressuriseur**

L'hystérésis à prendre en compte pour la pression de refermeture des soupapes de sûreté du pressuriseur est passée de □ de la pression d'ouverture à □.

Pour l'accident de déclenchement turbine, le RFTC minimal est atteint à l'instant initial, malgré l'ouverture de la 1ère soupape du PZR à □ s. Ainsi, la modification de l'hystérésis des soupapes du pressuriseur ne nécessite pas la reprise du calcul thermohydraulique □.

Pour l'accident de fermeture intempestive d'une VIV, les soupapes PZR ne sont pas sollicitées. Ainsi la modification n'a pas d'impact.

### **6.1.3. Abaissement du seuil d'AAR diversifié et de l'ouverture diversifiée du VDA**

L'abaissement du seuil de l'AAR diversifié sur « Haute Pression GV > MAX1 » permet d'anticiper la chute des grappes, et ainsi stopper la production de puissance coté primaire de manière plus précoce, ce qui est favorable vis-à-vis du RFTC.

L'abaissement du seuil diversifié d'ouverture du VDA permet de limiter l'échauffement du circuit primaire, ce qui est favorable vis-à-vis du RFTC.

La valeur à prendre en compte pour les seuils MAX1 et MAX2 est passée de  $\square$  et l'incertitude de mesure n'a pas évolué  $\square$ .

Ces modifications sont donc favorables vis-à-vis du critère étudié (RFTC). Ainsi, le calcul  $\square$  réalisé en cohérence avec le jeu d'hypothèses intermédiaire est enveloppe de l'état final de conception, et ne nécessite pas d'être repris.

### **6.1.4. Conclusion**

L'analyse des modifications introduites dans l'état final de conception et impactant l'étude conduit à :

- ne pas reprendre le calcul système avec le code  $\square$ ,
- reprendre le calcul de RFTC avec le code  $\square$  en utilisant la corrélation de flux critique  $\square$ , et en mettant à jour les valeurs du RFTC initial et du critère technique d'acceptation en RFTC associées à cette corrélation.

## **6.2. RESULTATS SUITE A LA MISE EN COHERENCE AVEC L'ETAT FINAL DE CONCEPTION**

### **6.2.1. Critères**

Comme présenté au § 2.2., l'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0) afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

La mise en cohérence avec l'état final de conception ne modifie pas les critères des analyses RRC-A et les critères PCC-4 à respecter (voir § 2.2.). Ces critères ne sont pas rappelés ci-dessous.

Pour les accidents d'ATWS, par souci de simplification et à titre de conservatisme, le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est vérifié par le biais des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 (voir section 15.0.2) :

- $\square$
- L'absence de fusion à cœur des pastilles de combustible doit être démontrée. Le respect d'une valeur de puissance linéique maximale inférieure à 590 W/cm doit être démontré.

### **6.2.2. État initial**

La valeur du RFTC initial est prise à une valeur raisonnablement enveloppe  $\square$  couvrant tous les cycles de la première gestion FA3 (voir section 19.1.1).

L'ensemble des autres hypothèses reste inchangé.

### 6.2.3. Résultats

#### **6.2.3.1. Cas 1 : déclenchement turbine avec Groupe de Contournement Turbine (GCT) indisponible**

La description de l'accident donnée au [§ 4.3.1.](#) reste applicable.

Le RFTC croît au cours de l'accident, l'effet de l'augmentation de la pression primaire l'emportant sur l'effet de l'augmentation de la température primaire. Le RFTC minimum est ainsi obtenu à l'instant initial de l'accident et sa valeur minimale  $\square$  est supérieure au critère technique d'acceptation  $\square$ . Il n'y a donc pas de crise d'ébullition.

D'autre part, le calcul système n'étant pas modifié par rapport à celui réalisé avec un jeu de données intermédiaire, le critère technique d'acceptation en puissance linéique est également respecté (voir [§ 4.3.1.](#)).

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontrée par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au [§ 6.2.1.](#) Les critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits au [§ 6.2.1.](#) sont donc respectés.

Le calcul système n'étant pas modifié, les critères présentés dans le [§ 2.2.](#) (sous-criticité, évacuation de la puissance résiduelle et rejets radiologiques tolérables) et vérifiés pour la configuration avec le jeu d'hypothèses intermédiaire ([§ 4.3.3.](#)) restent vérifiés suite à la mise à jour avec l'état final de conception.

L'état final RRC-A est donc atteint pour les mêmes raisons qu'exposées au [§ 4.3.3.](#)

#### **6.2.3.2. Cas 2 : fermeture intempestive d'une vanne d'isolement vapeur (VIV)**

La description de l'accident donnée au [§ 4.3.2.](#) reste applicable.

Sous l'effet du refroidissement des boucles saines, et en appliquant un facteur de pondération neutronique aux boucles saines, la puissance thermique cœur augmente en particulier par l'effet modérateur, ce qui conduit à une dégradation du RFTC.

La valeur minimale du RFTC est obtenue 11,2 s après le début de l'accident, soit  $\square$  après le début de la chute des grappes  $\square$ . La valeur du RFTC minimal  $\square$  est supérieure au critère technique d'acceptation  $\square$ . Il n'y a donc pas de crise d'ébullition.

D'autre part, le calcul système n'étant pas modifié par rapport à celui réalisé avec un jeu de données intermédiaire, le critère technique d'acceptation en puissance linéique est également respecté (voir [§ 4.3.2.](#)).

Le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontrée par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au [§ 6.2.1.](#) Les critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits au [§ 6.2.1.](#) sont donc respectés.

Le calcul système n'étant pas modifié, les critères présentés dans le [§ 2.2.](#) (sous-criticité, évacuation de la puissance résiduelle et rejets radiologiques tolérables) et vérifiés pour la configuration avec le jeu d'hypothèses intermédiaire ([§ 4.3.3.](#)) restent vérifiés suite à la mise à jour avec l'état final de conception. L'état final RRC-A est atteint pour les mêmes raisons qu'exposées au [§ 4.3.3.](#)

## 7. CONCLUSION

La démonstration du respect des critères de sûreté et de l'atteinte de l'état final RRC-A, exposée au [§ 5.](#) de la présente section, pour les accidents de déclenchement turbine avec GCT indisponible et de fermeture intempestive d'une VIV cumulés à un ATWS par perte du PS, n'est pas remise en cause par la mise en cohérence des hypothèses d'étude avec l'état final de conception.

Ainsi, cette étude démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 2.2.](#) et au [§ 6.2.1.](#), c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » pour les accidents de déclenchement turbine avec GCT indisponible et de fermeture intempestive d'une VIV cumulés à un ATWS par perte du PS :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et la borication par les 2 trains RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- signal d'AAR diversifié sur « Haute pression GV > MAX1 »,
- signal d'ouverture des VDA diversifié sur « Haute pression GV > MAX2 »,
- signal de démarrage de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV < MIN4 (GL) ».

**TAB-19.1.3FSB.3.1 CARACTÉRISTIQUES DES DISPOSITIONS RRC-A PRISES EN COMPTE**

Paramètre	Valeur initiale
<b>Ouverture diversifiée du VDA sur « Haute Pression GV (MAX2) »</b>	
Nombre de trains disponibles	4
Point de consigne (avec incertitude)	□
Temps de réponse	□
<b>Signal d'AAR diversifié sur « Haute Pression GV (MAX1) »</b>	
Point de consigne (avec incertitude)	□
Temps de réponse	□
<b>Signal de démarrage de l'ASG diversifié sur « Bas niveau GV &lt; MIN4 »</b>	
Point de consigne (sans incertitude)	□
Temps de réponse	□

**TAB-19.1.3FSB.3.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE  
– CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT  
INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT  
CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>	<i>Évènement</i>
0,0	Déclenchement Turbine □
8,5	Atteinte du seuil du signal diversifié d'AAR sur « Haute Pression GV > MAX1 » □ et du seuil d'ouverture diversifié des vannes d'isolement du VDA sur « Haute Pression GV > MAX2 » □
□	Signal diversifié d'AAR sur « Haute Pression GV > MAX1 » et isolement de l'ARE
□	Début de chute des grappes et ouverture de la 1ère soupape du pressuriseur
□	Atteinte du seuil d'ouverture des soupapes GV
□	Début d'ouverture des vannes d'isolement du VDA
28,4	Fermeture de la 1ère soupape du pressuriseur
30,0	Fin de l'accident

**TAB-19.1.3FSB.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE**  
**– CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE**  
**L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ –**  
**SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>	<i>Évènement</i>
0,0	Fermeture intempestive d'une VIV
6,8	Atteinte du seuil du signal diversifié d'AAR sur « Haute Pression GV (MAX1) » <input type="checkbox"/> et du seuil d'ouverture diversifié des vannes d'isolement du VDA sur « Haute Pression GV (MAX2) » <input type="checkbox"/>
<input type="checkbox"/>	Signal diversifié d'AAR sur « Haute Pression GV (MAX1) » et isolement de l'ARE
<input type="checkbox"/>	Début de la chute des grappes
10,1	Atteinte du seuil d'ouverture des soupapes GV affecté
<input type="checkbox"/>	Début d'ouverture de la vanne d'isolement du VDA du GV affecté
<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
<input type="checkbox"/>	Déclenchement de la Turbine
30,0	Fin de l'accident





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.3

PAGE 19/31

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.3.4 MATRICE DE MÉLANGE PÉNALISÉE**  
**ISSUE DES ESSAIS □ UTILISÉE DANS LE CAS 2 :**  
**FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT ADMIS A LA TURBINE ET DÉBITS EN SORTIE DES GV**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.3

PAGE 21/31

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.3.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSIONS EN SORTIE DES GV ET DÉBITS D'ALIMENTATION ARE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.3

PAGE 22/31

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.3.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES THERMIQUES ET NUCLÉAIRES AINSI QUE TEMPÉRATURES EN BRANCHES CHAUDES ET EN BRANCHES FROIDES**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION AU PRESSURISEUR ET DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 1 : DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT INDISPONIBLE – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES ÉCHANGÉES AUX GV ET DÉBITS D'ASPERSION**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.7 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBIT ADMIS A LA TURBINE ET DÉBITS EN SORTIE DES GV**

□



**FIG-19.1.3FSB.3.8 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSIONS EN SORTIE DES GV ET DÉBITS D'ALIMENTATION ARE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.3

PAGE 28/31

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.3.9 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS AUX SOUPAPES GV ET VDA**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.10 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES THERMIQUES ET NUCLÉAIRES AINSI QUE TEMPERATURES EN BRANCHES CHAUDES ET EN BRANCHES FROIDES**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.11 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION AU PRESSURISEUR ET DÉBITS AUX SOUPAPES DU PRESSURISEUR**

□

**FIG-19.1.3FSB.3.12 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PERTE TOTALE DE CHARGE – CAS 2 : FERMETURE INTEMPESTIVE D'UNE VIV – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PUISSANCES ÉCHANGÉES AUX GV ET DÉBITS D'ASPERSION**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSB.4A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION DU RÉACTEUR (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
1.1. DÉFINITION . . . . .	5
1.2. CAUSES . . . . .	5
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>5</b>
2.1. PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .	5
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .	5
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>7</b>
4.1. CODES ET MODÉLISATION . . . . .	7
4.2. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .	7
4.2.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .	7
4.2.2. ETAT INITIAL . . . . .	7
4.2.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .	7
4.2.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .	8
4.2.5. HYPOTHÈSES CONCERNANT LES RÉGULATIONS . . . . .	8
4.2.6. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .	8
4.3. RÉSULTATS . . . . .	8
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>9</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.4A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET DISPOSITIONS RRC-A .....</b>	<b>10</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.4A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBIT D’ASPERSION DU PRESSURISEUR.....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.4A.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.4A.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – CYCLE <math>\square</math> – COORDONNÉES DES POINTS DE L’ABAQUE ENVELOPPE CDM = <math>\square</math> APRÈS RECALAGE SUR LA VALEUR DE CTM ENVELOPPE À <math>\square</math> .....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.4A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – CYCLE <math>\square</math> – ABAQUE DE COURBES CDM = <math>\square</math> APRÈS RECALAGE SUR LA VALEUR DE CTM ENVELOPPE À <math>\square</math> .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ <math>\square</math> .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES <math>\square</math> .....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PRESSIONS BRANCHES CHAUDES ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR <math>\square</math> .....</b>	<b>17</b>

<b>FIG-19.1.3FSB.4A.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS PRIMAIRES ET D’ASPERSION □</b> .....	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE □</b> .....	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.7 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE □</b> .....	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.8 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBIT ARE □</b> .....	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.9 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ □</b> .....	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.10 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES □</b> .....	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.11 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PRESSIONS BRANCHES CHAUDES ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR □</b> .....	<b>24</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.12 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS PRIMAIRES ET D’ASPERSION □</b> .....	<b>25</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.13 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE □</b> .....	<b>26</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.4A.14 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE □</b> .....	<b>27</b>





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 4/28

**FIG–19.1.3FSB.4A.15 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE  
PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBIT ARE**

**□ ..... 28**

## .19.1.3FSB.4A ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION DU RÉACTEUR (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

Cette section traite de l'accident d'aspersion intempestive cumulé à une défaillance du système de protection (PS), dans les conditions de fonctionnement en état A. L'objet de l'étude est la vérification du dimensionnement du signal d'AAR diversifié par « basse pression branche chaude < MIN2 ». Cet AAR diversifié est aussi valorisé dans l'accident RRC-A « d'ATWS par défaillance du système de protection (Etat A) – Brèche primaire intérieur enceinte » (section 19.1.3Fsb4b) démontrant l'atteinte de l'état final RRC-A.

#### 1.2. CAUSES

Une aspersion intempestive dans le pressuriseur peut résulter :

- de l'ouverture intempestive d'une vanne de régulation de l'aspersion normale, ou
- d'un dysfonctionnement du système de régulation de la pression dans le pressuriseur par l'aspersion normale, ou
- d'un dysfonctionnement des fonctions d'aide à l'opérateur (aspersion normale ou aspersion auxiliaire), ou
- d'une erreur de l'opérateur (aspersion normale ou aspersion auxiliaire).

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les phénomènes prédominants sont :

- l'aspersion intempestive dans le pressuriseur,
- la dépressurisation du circuit primaire,
- l'augmentation du niveau pressuriseur,
- l'émission du signal d'AAR diversifié par basse pression branche chaude MIN2,
- le risque vis-à-vis de la crise d'ébullition, dû à la dépressurisation du primaire,
- la chute des grappes.

#### 2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0) :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine reste inférieure à 1482 °C pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine.

Par souci de simplification et à titre de conservatisme, le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est vérifié par le biais des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 (voir section 15.0.2) :

- Le maintien de l'intégrité des gaines du combustible doit être démontré par l'absence de crise d'ébullition. Lorsque ni la chaîne bas RFTC ni la chaîne de surveillance du RFTC ne peuvent être valorisées, celle-ci est assurée par un RFTC supérieur ou égal à 1,29 pour une vitesse massique  $G > 1,5t/(m^2.s)$  à plein débit (voir sous-chapitre 4.4).
- L'absence de fusion à cœur des pastilles de combustible doit être démontrée. Cette démonstration est effectuée en vérifiant que la puissance linéique maximale est inférieure au critère technique d'acceptation de 590 W/cm.

### 3. SCÉNARIO

On étudie le scénario qui conduit à la dépressurisation primaire la plus importante, donc à la diminution la plus importante de la marge à la crise d'ébullition : il s'agit du blocage en position pleine ouverte des vannes de contrôle des deux lignes d'aspersion normale.

L'initiateur correspond donc à un débit d'aspersion normale maximal de  $\square$  kg/s/ligne.

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

La mise en service intempestive de l'aspersion normale provoque une diminution de la pression primaire. La régulation de pression primaire n'étant pas valorisée, la pression continue de diminuer. Les fonctions d'aide à l'opérateur demandent l'arrêt de l'aspersion normale et la mise en service des chaufferettes. On suppose ici que ces actions ne sont pas réalisées ou sont inefficaces.

Dans le cœur, le réacteur est en puissance, la baisse de pression primaire provoque une légère diminution de la densité du modérateur, donc de la réactivité qui entraîne une légère baisse de la puissance. Cette légère baisse de puissance induit une diminution de la température entraînant l'extraction des grappes de la régulation de température moyenne primaire. En conséquence, la puissance dans le cœur reste élevée, alors que la pression primaire diminue ; il existe donc un risque vis-à-vis de la crise d'ébullition.

Le système de protection étant perdu, les signaux d'AAR par bas RFTC et par basse pression pressuriseur ne sont pas générés. La dépressurisation primaire se poursuit jusqu'à atteindre le seuil du signal d'AAR diversifié par « basse pression branche chaude < MIN2 » activant la chute des grappes, le déclenchement turbine ainsi que l'isolement des lignes grand débit ARE. L'isolement des lignes petit débit ARE est également postulé à l'AAR par conservatisme. L'isolement des lignes grand et petit débit est supposé instantané après le signal d'AAR diversifié. La montée en pression dans les générateurs de vapeur après le déclenchement de la turbine conduit à l'ouverture des VDA (le GCT étant considéré indisponible).

Le refroidissement partiel et l'injection d'ISMP peuvent être activés sur le signal diversifié de « très basse pression branche chaude < MIN3 » après la chute des grappes. Le refroidissement partiel diversifié par l'ouverture contrôlée des VDA assure un refroidissement  $\square$  côté primaire et amène la pression secondaire à  $\square$  bar abs.

## 4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT

### 4.1. CODES ET MODÉLISATION

□

### 4.2. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES

#### 4.2.1. Paramètres dominants

Les paramètres dominants jouant au premier ordre sur l'analyse vis-à-vis de la crise d'ébullition sont listés ci-dessous :

- niveau de puissance initial,
- débit, température et pression primaires initiaux,
- réduction de la surface d'échange des Tubes des GV,
- coefficient densité modérateur,
- RFTC initial,
- seuil du signal d'AAR diversifié par basse pression branche chaude.

#### 4.2.2. Etat initial

Les conditions initiales retenues sont les suivantes :

- débit primaire thermohydraulique □ à l'entrée de la cuve, associé à un taux de bypass maximal du cœur □,
- puissance du réacteur maximale □,
- surface d'échange primaire/secondaire diminuée □, hypothèse qui conduit, pour une pression secondaire à pleine puissance fixée, à des températures primaires plus élevées,
- température moyenne primaire maximale □,
- pression initiale du pressuriseur maximale □,
- niveau d'eau dans le pressuriseur nominal □,
- niveau d'eau nominal dans les générateurs de vapeur □,
- température de l'eau alimentaire correspondant à la valeur nominale à 100 % PN □.

Le RFTC initial est un paramètre dominant vis-à-vis de la crise d'ébullition. Il est pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » □. Ces valeurs permettent de couvrir :

- Sur le cycle pénalisant □, un RFTC initial □ déterminé de manière analogue à la valeur de RFTC physique initial présentée dans la section 19.1.1, dans des conditions de pression cohérentes avec celles du transitoire chaudière □, en considérant une relaxation du taux de couverture □.
- Sur le cycle d'équilibre □, le RFTC initial □ déterminé de manière analogue à la valeur de RFTC physique initial présentée dans la section 19.1.1, dans des conditions de pression cohérentes avec celles du transitoire chaudière □.

#### 4.2.3. Données neutroniques

Les données neutroniques suivantes (à l'exception du CDM pris à une valeur « raisonnablement enveloppe ») sont issues du sous-chapitre 15.1.

Le coefficient Doppler température est pris minimal en valeur absolue □.

Le coefficient Doppler puissance est pris maximal en valeur absolue.

La fraction effective de neutrons retardés est prise maximale [1].

Le temps de vie des neutrons prompts est pris maximal [1].

Le coefficient de transfert thermique combustible-réfrigérant est pris minimal afin de maximiser la puissance au cours de l'accident.

Le Coefficient Densité Modérateur (CDM) est pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » [1], couvrant à minima à [1] % de la durée du cycle considéré. [1]. Les valeurs du cycle pénalisant [1] utilisées pour l'étude sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.4a.4](#) et à la figure [FIG-19.1.3Fsb.4a.1](#).

#### **4.2.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

- Groupe de Contournement de la Turbine (GCT)  
Le GCT étant un système non classé et n'étant pas pénalisant, il n'est pas valorisé.
- Système d'eau alimentaire normale des GV (ARE)  
Le débit ARE est pris constant jusqu'à l'AAR diversifié de façon à maintenir le niveau GV à sa valeur initiale. Après l'émission du signal d'AAR, le débit d'ARE est pris nul sans délai.
- Groupes Moto-Pompes Primaires (GMPP)  
Les GMPP ne s'arrêtent pas (pas de signal en provenance du PS) et garantissent un débit nominal pendant la durée de l'accident.

#### **4.2.5. Hypothèses concernant les régulations**

La régulation de température moyenne par les grappes est prise en compte de manière à maximiser la puissance thermique.

La régulation de pression PZR par le système aspersion/chaufferettes n'est pas prise en compte.

La régulation du niveau d'eau dans le pressuriseur n'est pas considérée.

La pression secondaire est écrêtée par l'ouverture des VDA [1]. Le délai entre l'atteinte du seuil et l'émission du signal est de [1] s ; le délai d'ouverture des vannes d'isolement des VDA vaut [1] s.

#### **4.2.6. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

##### **4.2.6.1. Signal d'AAR diversifié**

Le signal d'AAR est émis sur franchissement du seuil de « Basse pression branche chaude GL » (MIN2) [1]. Du fait des conditions peu dégradées au moment de l'activation de la protection, on considère une incertitude en ambiance « moyennement dégradée » [1]. Le délai entre le franchissement du seuil et l'émission du signal est de [1] s.

Ce signal entraîne les actions suivantes :

- chute des grappes après un délai maximal [1] après émission du signal,
- fin de fermeture des vannes d'admission à la turbine après un délai minimal [1] après émission du signal d'AAR,
- isolement sans délai des lignes ARE grand débit dans les quatre GV. Les lignes ARE petit débit sont également isolées au même instant par conservatisme.

#### **4.3. RÉSULTATS**

La séquence des événements est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.4a.3](#) [1]. Les évolutions des principaux paramètres sont présentées de la figure [FIG-19.1.3Fsb.4a.2](#) à la figure [FIG-19.1.3Fsb.4a.8](#) [1], et de la figure [FIG-19.1.3Fsb.4a.9](#) à la figure [FIG-19.1.3Fsb.4a.15](#) [1].

Après l'ouverture des vannes d'aspersion, la pression primaire décroît rapidement, le niveau dans le pressuriseur augmente par dilatation du fluide primaire.

Le seuil d'AAR diversifié par « basse pression branche chaude » MIN2 est atteint à 221,1 s  $\square$  et à 216,7 s  $\square$ . Les lignes grand et petit débit ARE sont isolées.

$\square$

Le RFTC minimal est atteint à 221,7 s  $\square$  et à 217,2 s  $\square$ . Le critère  $\square$  à plein débit étant respecté, il n'y a pas de risque de crise d'ébullition. L'intégrité des gaines combustible est assurée.

La puissance thermique reste constante au cours de l'accident et par conséquent la puissance linéique reste également constante (le FQ étant supposé constant). La puissance linéique reste nécessairement inférieure au critère de 590 W/cm si bien que le risque de fusion du combustible est écarté.

Suite à l'émission du signal d'AAR, les vannes d'admission à la turbine sont fermées, ce qui a pour conséquence d'augmenter la pression secondaire. L'arrêt des calculs intervient à 230 s. L'augmentation de la pression secondaire conduit ensuite à l'ouverture des vannes d'isolement des VDA sur signal diversifié « Haute Pression GV ».

Pour l'accident d'ATWS par perte totale du système de protection – Aspersion intempestive le respect des critères est démontré par l'absence de risque d'entrée en crise d'ébullition.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse a été menée conformément aux règles d'étude RRC-A. Elle démontre que, pour une aspersion intempestive cumulée à une perte du système de protection, les critères de sûreté énoncés au [§ 2.2.](#) sont respectés : l'intégrité de la gaine combustible et l'absence de fusion à cœur des pastilles sont assurées.

Par ailleurs, à court terme :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les GV.
- Les rejets radiologiques restent tolérables puisque l'intégrité de la gaine combustible et l'absence de fusion à cœur des pastilles sont assurées.

Ainsi l'ensemble des critères techniques d'acceptation présenté au [§ 2.2.](#) est respecté grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- signal d'AAR diversifié par « basse pression branche chaude < MIN2 »,
- ouverture des VDA sur signal diversifié « haute pression GV ».

A plus long terme, l'atteinte de l'état final RRC-A est démontrée dans l'étude ATWS par défaillance du système de protection (état A) – Brèche primaire intérieur enceinte $\square$ .



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 10/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.4A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION  
INTEMPESTIVE – CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES ET  
DISPOSITIONS RRC-A**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 11/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.4A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION**  
**INTEMPESTIVE – DÉBIT D’ASPERSION DU**  
**PRESSURISEUR**

□



**TAB-19.1.3FSB.4A.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION**  
**INTEMPESTIVE – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>		<i>Evènement</i>
□	□	
0	0	Ouverture intempestive des vannes de contrôle des 2 lignes d'aspersion
221,1	216,7	Signal d'AAR diversifié sur « basse pression branche chaude MIN2 »
□	□	Isolement des lignes grand et petit débit ARE
□	□	Début de chute des grappes
-	217,2	RFTC minimal □
221,7	-	RFTC minimal □
□	□	Déclenchement turbine
230	230	Fin de la simulation



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 13/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.4A.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION**  
**INTEMPESTIVE – CYCLE [ ] – COORDONNÉES DES POINTS**  
**DE L'ABAQUE ENVELOPPE CDM = [ ] APRÈS RECALAGE**  
**SUR LA VALEUR DE CTM ENVELOPPE À [ ]**

[ ]

**FIG-19.1.3FSB.4A.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTÉMPÊSTIVE – CYCLE [ ] – ABAQUE DE COURBES CDM = [ ] APRÈS RECALAGE SUR LA VALEUR DE CTM ENVELOPPE À [ ]**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 15/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 16/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES**



**FIG-19.1.3FSB.4A.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PRESSIONS BRANCHES CHAUDES ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR** □

□

**FIG-19.1.3FSB.4A.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS PRIMAIRES ET D'ASPERSION** □

□

**FIG-19.1.3FSB.4A.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE** □

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 20/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.7 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE** □

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 21/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.8 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBIT ARE**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 22/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.9 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PUISSANCES NUCLÉAIRE ET THERMIQUE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**



**FIG-19.1.3FSB.4A.10 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES**



**FIG-19.1.3FSB.4A.11 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – PRESSIONS BRANCHES CHAUDES ET NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR** □

□

**FIG-19.1.3FSB.4A.12 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS PRIMAIRES ET D'ASPERSION** □

□

**FIG-19.1.3FSB.4A.13 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE** □

□

**FIG-19.1.3FSB.4A.14 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBITS VAPEUR ET PRESSION SECONDAIRE** □

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4A

PAGE 28/28

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4A.15 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – ASPERSION INTEMPESTIVE – DÉBIT ARE**



## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSB.4B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE (RRC-A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
1.1. DÉFINITION	3
1.2. CAUSES	3
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
2.1. DESCRIPTION ET PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS	3
2.1.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT	3
2.1.2. PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS	4
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES	4
2.3. DÉFINITION DES CAS ÉTUDIÉS	5
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>6</b>
4.1. HYPOTHÈSES	6
4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS	6
4.1.2. ÉTAT INITIAL	6
4.1.3. DONNÉES CŒUR	7
4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES	7
4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE	8
4.2. CODES ET MODÉLISATION	9
4.3. RÉSULTATS	9
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.4B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– PUISSANCE RÉSIDUELLE – TERME A+B+C .....</b>	<b>12</b>

<b>TAB-19.1.3FSB.4B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.4B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE DU CRAYON MOYEN .....</b>	<b>14</b>

<b>FIG-19.1.3FSB.4B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– PRESSIONS DES CIRCUITS PRIMAIRE ET SECONDAIRE – INVENTAIRE EN EAU DES CIRCUITS PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>15</b>

<b>FIG-19.1.3FSB.4B.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– DÉBITS MASSIQUES LIQUIDE ET VAPEUR À LA BRÈCHE – DÉBIT BRÈCHE ET DÉBIT TOTAL IS + ACCUMULATEURS .....</b>	<b>16</b>

<b>FIG-19.1.3FSB.4B.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN – NIVEAU GONFLÉ DU CŒUR .....</b>	<b>17</b>

<b>FIG-19.1.3FSB.4B.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE</b>	
<b>– NIVEAU GV (GE) – NIVEAU GV (GL) .....</b>	<b>18</b>

## **.19.1.3FSB.4B ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ (RRC-A)**

### **1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

#### **1.1. DÉFINITION**

Cette section traite de l'accident de perte de réfrigérant primaire (APRP) cumulé à une perte du système de protection (PS), dans les conditions de fonctionnement en état A.

#### **1.2. CAUSES**

Un Accident par Perte de Réfrigérant Primaire résulte d'une brèche sur les tuyauteries primaires ou sur les lignes connectées aux boucles primaires, en-deçà du premier organe d'isolement.

Les tuyauteries primaires de l'EPR FA3 répondant aux exigences d'exclusion de rupture, les ruptures de ces tuyauteries ne sont pas envisagées dans les analyses de dimensionnement. Seules les brèches ou ruptures sur les lignes connectées aux boucles primaires sont à considérer.

La brèche étudiée dans cette section est située à l'intérieur de l'enceinte. □.

### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE**

#### **2.1. DESCRIPTION ET PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

##### **2.1.1. Description de l'accident**

Une brèche □ engendre une perte du réfrigérant primaire qui ne peut pas être compensée par le Circuit de Contrôle Volumétrique et Chimique (RCV), ce qui conduit à une diminution de la pression du circuit primaire et du niveau d'eau dans le pressuriseur.

Dans le cœur, si le réacteur est en puissance, la baisse de pression primaire provoque une légère diminution de la densité du modérateur, donc de la réactivité. La contre-réaction par effet Doppler et l'extraction des grappes de contrôle compensent l'effet du modérateur en insérant de la réactivité.

En conséquence, la puissance dans le cœur reste constante, alors que la pression primaire diminue ainsi que la marge vis-à-vis de la crise d'ébullition.

Le système de protection étant perdu, les signaux d'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) par « Bas Rapport de Flux Thermique Critique (RFTC) » et par « Basse pression pressuriseur < MIN2p » ne sont pas générés. La dépressurisation primaire se poursuit jusqu'à l'atteinte du seuil diversifié de « Basse pression BC < MIN2 » activant la chute des grappes, le déclenchement de la turbine et, concernant le système d'eau alimentaire normale des GV (ARE), la fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit. Le niveau dans les GV est alors régulé au moyen des vannes réglantes sur les lignes petit débit ARE.

La montée en pression dans les générateurs de vapeur (GV) après le déclenchement de la turbine conduit à l'ouverture du Groupe de Contournement de la Turbine au condenseur (GCT), ou à l'ouverture des Vannes de Décharge à l'Atmosphère (VDA) sur le signal diversifié « Haute pression GV > MAX2 », si le GCT est indisponible.

La pression primaire continue à décroître, et le signal d'Injection de Sécurité (IS) diversifié est activé sur « Basse pression BC < MIN3 ». Le signal IS diversifié provoque en particulier le démarrage des 4 trains du Système d'Injection de Sécurité (RIS), c'est-à-dire le démarrage des pompes IS de Moyenne Pression (ISMP) et des pompes IS de Basse Pression (ISBP). Il provoque également l'isolement du

circuit primaire principal et l'isolement « niveau 1 » de l'enceinte par le biais du signal diversifié d'isolement enceinte « phase 1 ».

Sur signal IS diversifié, un refroidissement partiel du circuit primaire par le secondaire est amorcé : les points de consigne des vannes de contrôle du VDA sont abaissés [] pour assurer un refroidissement[].

La baisse de pression primaire pendant le refroidissement partiel permet d'atteindre les conditions d'injection des pompes ISMP dans les branches froides, mais tant que leur débit est insuffisant pour compenser les pertes à la brèche, l'inventaire en eau du circuit primaire continue à diminuer.

Pour les petites brèches en branche froide, tant que le débit à la brèche est encore monophasique liquide, il ne permet pas d'évacuer un débit volumique dépassant celui correspondant à la production de vapeur dans le cœur. La pression primaire se stabilise à la fin du refroidissement au-dessus de la pression de saturation dans les générateurs de vapeur qui participent à l'évacuation de la puissance résiduelle. À mesure que le taux de vide dans la branche rompue augmente, le débit à la brèche devient diphasique et diminue.

La pression primaire demeure légèrement supérieure à la pression secondaire tant que la décharge énergétique à la brèche est insuffisante et nécessite encore une condensation au niveau des épingles GV pour l'évacuation de la puissance résiduelle. Lorsque ce n'est plus le cas, le couplage en pression prend fin.

L'inventaire en eau du circuit primaire cesse de diminuer quand les débits injectés par les pompes ISMP et éventuellement les accumulateurs permettent de compenser le débit à la brèche. Pour ces petites brèches, la dépressurisation primaire est suffisamment limitée pour ne pas conduire à l'injection d'eau par les pompes ISBP.

### **2.1.2. Phénomènes prédominants**

Les phénomènes prédominants sont :

- la diminution de l'inventaire en eau du circuit primaire directement corrélée au débit brèche,
- une émulsion à taux de vide croissant qui circule dans tout le primaire, pouvant potentiellement conduire à un dénoyage partiel du cœur,
- la dépressurisation du circuit primaire induite par la vapeur déchargée à la brèche (même si celle-ci ne passe pas complètement en vapeur),
- la présence d'un débit de circulation dans le cœur avec une émulsion à fort taux de vide permettant le maintien à saturation des gaines tant que toute l'eau n'est pas vaporisée et, même quand toute l'eau entrante est vaporisée, d'avoir une surchauffe de la vapeur limitée tant que les pompes restent en service,
- l'intervention des systèmes de sauvegarde (ISMP, voire accumulateurs) qui permet la compensation du débit brèche et la restauration de l'inventaire en eau du circuit primaire.

### **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2). Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP sont à vérifier :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :
  - La température maximale de gaine doit rester inférieure à 1200°C.
  - L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17% de l'épaisseur de gaine.
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1% de la quantité qui serait générée si la totalité du zirconium des gaines en regard de la hauteur active s'était oxydée.

En pratique, pour une petite brèche □, le respect de dommages limités sur les assemblages et la génération maximale d'hydrogène sont vérifiés par l'absence de découverture du cœur.

Le respect des critères techniques d'acceptation vis-à-vis du maintien de l'intégrité des gaines du combustible et l'absence de fusion à cœur des pastilles combustible est vérifié dans la section du rapport de sûreté 19.1.3 Fsb.4a – ATWS Perte PS cumulé à une aspersion intempestive.

### **2.3. DÉFINITION DES CAS ÉTUDIÉS**

L'accident est simulé afin de vérifier le respect des critères de non-découverte du cœur. La simulation est réalisée jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

De façon pénalisante et découplée, on suppose une brèche de taille maximale □ localisée en branche froide, verticale en fond de tuyauterie primaire. Pour limiter l'inventaire en eau dans la cuve, la brèche est située entre le point d'injection de sécurité (ISMP et accumulateur) dans la branche froide rompue et l'ajutage d'entrée de la cuve du réacteur. Le débit d'injection de sécurité dans la branche rompue est pris en compte dans les calculs.

On suppose que :

- L'ouverture de la brèche se produit de façon instantanée.
- La contre-pression dans l'enceinte est supposée constante pendant l'accident, égale à 1 bar abs.

### **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

Le réacteur étant à pleine puissance (état A, 100% PN), l'APRP □ conduit à une diminution de la pression primaire et du niveau pressuriseur. La perte totale du PS est cumulée à cet accident.

L'AAR diversifié intervient sur « Basse pression BC < MIN2 » entraînant la chute des grappes. Côté secondaire, l'AAR diversifié entraîne l'isolement des lignes ARE grand débit et le déclenchement de la turbine.

Par conservatisme, le petit débit ARE est annulé à l'AAR. Les GV ne sont plus alimentés jusqu'à ce que l'ASG démarre automatiquement, GV par GV, lorsque leurs niveaux franchissent le seuil diversifié de « Bas niveau GV < MIN4 (GL) ». Les niveaux des GV sont ensuite régulés au moyen de l'ASG autour de □%GL.

Le signal IS diversifié intervient sur « Basse pression BC < MIN3 ». Le signal IS démarre les pompes ISMP et ISBP et enclenche le refroidissement partiel.

Lorsque la pression primaire atteint la pression de refoulement de l'ISMP, les quatre pompes ISMP commencent à injecter dans le primaire.

Le refroidissement partiel diversifié est effectué par les quatre VDA □.

Les soupapes de sûreté du pressuriseur sont toutes disponibles. Elles ne sont néanmoins pas sollicitées. Les accumulateurs, les soupapes GV et les quatre pompes ISBP sont également tous disponibles.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants jouant au premier ordre sur le critère de non-découvrement du cœur sont :

- position et orientation de la brèche (située de manière pénalisante en branche froide de la boucle 4 (entre le point d'injection de sécurité et l'ajutage d'entrée de la cuve), verticale en fond de tuyauterie primaire),
- taille de la brèche [],
- pression initiale du pressuriseur (maximisée afin de retarder le signal IS et l'arrêt automatique du réacteur),
- puissance cœur initiale (maximisée),
- courbe de puissance résiduelle (maximisée),
- seuil de l'AAR diversifié,
- seuil du signal IS diversifié,
- caractéristiques ISMP (débit minimisé, température maximisée).

Pour les paramètres dominants, des incertitudes sont appliquées de manière pénalisante.

Enfin, en pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être spécifiés avec des valeurs nominales ou pénalisées avec incertitude.

#### **4.1.2. État initial**

Les incertitudes sont choisies dans le but de minimiser l'inventaire en eau du circuit primaire au cours de l'accident. Pour atteindre cet objectif, on retient les conditions qui favorisent l'échauffement du fluide primaire et qui retardent l'atteinte des seuils déclenchant des signaux diversifiés d'AAR et d'IS.

Les conditions initiales retenues sont les suivantes :

- débit primaire thermohydraulique [] à l'entrée de la cuve, associé à un taux de bypass maximal du cœur [],
- puissance du réacteur maximale [],
- surface d'échange primaire/secondaire diminuée [], hypothèse qui conduit, pour une pression secondaire à pleine puissance fixée, à des températures primaires plus élevées,
- température moyenne primaire maximale [],
- pression initiale du pressuriseur maximale [], pour retarder l'atteinte des signaux diversifiés d'AAR et d'IS,
- niveau d'eau nominal dans le pressuriseur [],
- niveau d'eau nominal dans les générateurs de vapeur [],
- température de l'eau alimentaire correspondant à la valeur nominale à 100%PN [].

### 4.1.3. Données cœur

#### 4.1.3.1. Assemblage et crayon combustible

La modélisation du cœur tient compte de la structure de l'assemblage de la première gestion EPR FA3 (voir sous-chapitre 4.2).

Le crayon combustible modélisé pour représenter le crayon moyen du cœur est un crayon UO<sub>2</sub> de la première gestion EPR FA3. La pression interne du crayon correspond à un épuisement moyen des crayons du cœur.

#### 4.1.3.2. Distribution axiale de puissance dans le cœur

Les caractéristiques du profil axial de puissance du crayon moyen du cœur sont (voir figure [FIG-19.1.3Fsb.4b.1](#)) :

- facteur d'élévation d'enthalpie  $F\Delta H$ ,
- facteur de puissance linéique au point chaud  $FQ$  = valeur maximale à 100%PN du pic axial de puissance du cœur  $FZ$ , toutes cotes,
- cote du point chaud,
- axial Offset  $AO$  = valeur maximale à 100%PN, pour la partie naturelle des cycles, de la moyenne des axial offsets de tous les crayons du cœur.

La puissance neutronique est maintenue constante jusqu'au début de la chute des grappes (pas d'effet modérateur).

La puissance de fission résiduelle (terme A) est introduite comme une donnée d'entrée du code. Ce terme A résulte d'une simulation d'AAR conservative et découplée. Dans le présent cas, le séisme n'est pas pris en compte et on considère N grappes insérées.

La loi de puissance résiduelle pour l'ensemble des termes A+B+C est donnée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.4b.1](#).

### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

- circuit d'Injection de Sécurité (RIS)  
Les quatre pompes ISMP sont disponibles, ainsi que les quatre pompes ISBP et les accumulateurs.  
Après démarrage de l'injection de sécurité sur signal IS (voir § 4.1.5. tiret « signal IS diversifié »), chaque ISMP disponible injecte effectivement en branche froide dès que la pression dans le circuit primaire le permet. On considère, pour chaque ISMP disponible, un débit minimal fonction de la pression primaire (voir sous-chapitre 15.1), et une température de l'eau injectée dans le circuit primaire. Cette température maximale est choisie de façon à couvrir, sur la durée des scénarios étudiés, l'échauffement de l'eau de l'IRWST. Elle tient également compte de l'échauffement du fluide par chaque pompe ISMP.  
La température de l'eau injectée par les lignes ISBP est fixée à °C et celle de l'eau des accumulateurs à °C (valeurs maximales).
- Groupe de Contournement de la Turbine (GCT)  
La prise en compte du GCT (non classé) étant favorable vis-à-vis des critères de sûreté, ce système n'est pas valorisé. Il entraînerait en effet un écrêtage de la pression secondaire à un niveau plus bas que par les VDA, ce qui conduirait à une pression primaire plus basse en situation de couplage avec le secondaire, diminuant le débit brèche et avançant l'instant d'atteinte des seuils diversifiés « Basse pression BC GL » MIN2 et MIN3.
- système d'eau alimentaire normale des GV (ARE)  
Le débit ARE est pris constant jusqu'à l'AAR de façon à maintenir le niveau GV à sa valeur initiale. Après l'émission du signal d'AAR, le débit d'ARE est pris nul sans délai.



- Alimentation de Secours des GV (ASG)  
Les quatre trains ASG sont disponibles. Après démarrage de l'ASG (voir § 4.1.5. tiret « alimentation de secours des GV »), la régulation du niveau d'eau dans les GV par l'ASG est considérée disponible.  
Chaque train ASG considéré injecte au maximum  $\square$  m<sup>3</sup>/h (valeur minimale du débit) dans le GV correspondant, à la température maximale  $\square$ .
- Vannes de Décharge à l'Atmosphère (VDA)  
Suite au déclenchement turbine, la pression secondaire augmente jusqu'à l'ouverture des VDA sur signal diversifié de « Haute pression GV > MAX2 »  $\square$ .  
Le débit d'un train VDA est pris minimal  $\square$ .
- Fuite aux joints sur les GMPP  
Pour chacune des boucles, la fuite aux joints a été mise en place dans la partie verticale de la branche en U, juste avant la pompe primaire.  $\square$ .

#### 4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- signal d'AAR diversifié  
Le signal d'AAR est émis sur franchissement du seuil de « Basse pression BC < MIN2 »  $\square$ .  
Ce signal entraîne les actions suivantes :
  - chute des grappes après un délai maximal  $\square$  après émission du signal, valeur reconduite de l'étude PCC-3 d'APRP petites brèches (voir section 15.2.3e1),
  - fermeture des vannes d'admission à la turbine après un délai minimal  $\square$  après émission du signal d'AAR,
  - isolement sans délai des lignes ARE grand débit dans les quatre GV.
- ouverture diversifiée des VDA  
Le déclenchement turbine induit une augmentation de la pression secondaire entraînant l'ouverture des VDA sur « Haute pression GV > MAX2 ».
- signal IS diversifié  
Le signal IS est émis sur franchissement du seuil de « Basse pression BC < MIN3 »  $\square$ .  
Ce signal entraîne les actions suivantes :
  - ouverture des lignes ISMP et ISBP après un délai  $\square$  (atteinte du plein débit d'IS) à partir de l'émission du signal,
  - démarrage du refroidissement partiel par les VDA après un délai de  $\square$  s, auquel s'ajoutent  $\square$  s pour l'ouverture des vannes d'isolement des VDA si celles-ci ne sont pas encore ouvertes suite à l'atteinte préalable du seuil de « Haute pression GV > MAX2 » (cf. § 4.1.5. tiret « hypothèses concernant les régulations »),
  - isolement enceinte phase 1.
- refroidissement partiel  
Le refroidissement partiel diversifié est effectué au moyen des VDA avec un gradient de température cible au secondaire  $\square$ .  
Les VDA sont déjà ouverts avant l'émission du signal IS. La pression de consigne initiale est alors de  $\square$  bar.  
Le refroidissement partiel est arrêté lorsque la pression GV atteint  $\square$  bar abs +  $\square$  bar (incertitude maximale en ambiance normale), afin de pénaliser la pression primaire si elle est encore à cet instant couplée à la pression secondaire et ainsi le débit IS injecté.
- Alimentation de Secours des GV (ASG)  
L'ASG est démarrée sur seuil de « Bas niveau GV < MIN4 (GL) »  $\square$ .  
L'éventuel démarrage de l'ASG par l'opérateur 1800 s après la première information significative n'est pas pris en compte dans l'étude de manière pénalisante ; en effet un moins bon refroidissement du primaire par le secondaire va dans le sens de pénaliser l'inventaire en eau du primaire et donc favoriser l'apparition d'un découverture du cœur.
- Arrêt des pompes primaires  
Les pompes sont arrêtées sur le signal diversifié « Signal IS et Bas  $\Delta$ P aux bornes des pompes ».

□

□

- hypothèses concernant les régulations

La puissance neutronique est maintenue constante jusqu'au début de la chute des grappes. Le débit turbine est maintenu constant jusqu'à l'arrêt de la turbine.

Le débit d'eau alimentaire est maintenu constant jusqu'à l'isolement complet des lignes ARE sans délai après émission du signal d'AAR. La baisse de niveau dans les GV conduit au démarrage de l'ASG. Une fois l'ASG mise en service, le niveau des GV est régulé à □%GL.

Pour retarder l'apparition des signaux d'AAR et d'IS, les chaufferettes sont prises en compte. La régulation de pression primaire n'est pas affectée par la perte du PS et fonctionne normalement : lorsque le niveau pressuriseur atteint □% de la gamme de mesure (valeur de découplage), les chaufferettes sont déclenchées.

La régulation du niveau d'eau dans le pressuriseur n'est pas considérée. La décharge RCV serait isolée sur signal IS et la charge RCV aiderait alors à compenser la brèche.

La non prise en compte de cette régulation est donc pénalisante vis-à-vis de l'inventaire en eau du primaire.

La pression secondaire est écrêtée par les VDA, dont le point de consigne et le seuil d'ouverture sont fixés□.

## **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

### **Analyse pour le découvrément du cœur**

□

Dans la mesure où l'on vérifie qu'aucun dénoyage du cœur n'est observé au cours de l'accident, la simulation se limite au calcul de l'accident thermohydraulique d'ensemble (calcul système sans calcul assemblage chaud et crayon chaud a posteriori). Ce calcul utilise une modélisation complète du circuit primaire et des générateurs de vapeur, les conditions aux limites importantes. Les caractéristiques du cœur sont celles d'un crayon moyen.

La simulation est poursuivie jusqu'à l'atteinte de l'état final pour les études RRC-A.

## **4.3. RÉSULTATS**

### **De l'ouverture de la brèche à l'atteinte de l'état final RRC-A**

La séquence des événements est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.4b.2](#). Les évolutions des principaux paramètres sont présentées sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.4b.2](#) à [FIG-19.1.3Fsb.4b.5](#).

Après l'ouverture de la brèche, la pression primaire décroît rapidement, le seuil de « Basse pression BC < Min2 » est franchi □, entraînant l'émission du signal d'AAR diversifié. Puis, le niveau dans le pressuriseur devient nul, ce qui provoque l'arrêt des chaufferettes □.

La chute des grappes provoque une baisse brutale de la puissance cœur et donc de la température moyenne primaire. La contraction du fluide primaire correspondante entraîne une accélération de la chute de la pression primaire qui conduit au franchissement du seuil de « Basse pression BC < Min3 » □, entraînant l'émission du signal d'IS diversifié.

Suite à l'émission du signal d'AAR diversifié, les vannes d'admission turbine sont fermées, ce qui a pour conséquence d'augmenter la pression secondaire. Primaire et secondaire étant couplés (le débit vapeur à la brèche est alors très limité), la pression primaire remonte elle aussi peu de temps après le franchissement du seuil de démarrage de l'IS.

La pression secondaire atteint toutefois la pression d'ouverture des VDA □, avant le début du refroidissement partiel □. La pression secondaire suit la pression de consigne jusqu'à atteindre la valeur □ correspondant à la fin du refroidissement partiel □.

Le primaire étant couplé au secondaire pendant le refroidissement partiel, la pression primaire suit une évolution quasi-identique à celle de la pression secondaire. [1], les pompes ISMP commencent à injecter en branches froides. L'inventaire en eau du primaire, qui n'a cessé de se dégrader depuis l'ouverture de la brèche, augmente dès que le débit total injecté compense le débit perdu à la brèche [1], soit au début de l'injection des accumulateurs. [1].

Les GMPP s'arrêtent [1] sur l'atteinte du signal diversifié « IS + Bas  $\Delta P$  GMPP ». Dès la fin du refroidissement partiel, la pression primaire et la pression secondaire se stabilisent au niveau de la pression de consigne du VDA [1].

[1] le niveau d'eau dans les GV franchit le seuil diversifié de « Bas niveau GV < Min4 (GL) » dans chaque GV, ce qui entraîne le démarrage des quatre trains ASG.

L'ASG a pour fonction de rétablir l'inventaire en eau du secondaire et son débit est régulé de manière à maintenir le niveau GV [1], ce qui fait que dans un premier temps le GV se remplit d'eau froide. La baisse de la pression secondaire qui en résulte entraîne le refroidissement et la dépressurisation du circuit primaire.

Le débit injecté par les pompes ISMP augmente et le refroidissement supplémentaire qui en résulte permet au circuit primaire d'être de moins en moins tributaire du secondaire pour assurer l'évacuation de la puissance résiduelle : les pressions primaire et secondaire se découplent alors progressivement pour se stabiliser à une valeur correspondant pour l'une à l'équilibre des débits ISMP et brèche et pour l'autre à l'atteinte du niveau de consigne des GV.

[1] la pression primaire est stabilisée [1], l'inventaire en eau du primaire se restaure progressivement. La chute des grappes et l'apport de bore par l'ISMP permettent d'assurer la sous-criticité du cœur.

La figure [FIG-19.1.3Fsb.4b.4](#) permet de vérifier qu'à aucun moment de l'accident, le cœur n'est découvert. La température maximale de gaine du crayon moyen reste, au cours du transitoire, inférieure à sa valeur initiale.

Le non découverture du cœur assure le respect des critères techniques d'acceptation relatifs à l'endommagement des assemblages combustible, à la génération maximale d'hydrogène et à la capacité d'assurer le refroidissement du cœur à long terme. Le non découverture du cœur permet de garantir des rejets radiologiques tolérables.

Les critères techniques d'acceptation relatifs à la cristallisation du bore et à la dilution inhérente sont vérifiés dans la section 15.2.3e1 pour les études APRP Long Terme, qui couvrent l'accident d'APRP cumulé à une perte du système de protection étant données les hypothèses plus pénalisantes considérées dans la section 15.2.3e1 (puissance résiduelle plus élevée, prise en compte de l'aggravant et de la maintenance préventive).

Enfin, concernant l'aspect refroidissement à long terme, l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée via les GV par l'ASG et les VDA sachant que l'inventaire en eau du primaire est restauré.

L'ensemble des critères techniques d'acceptation PCC-4 est respecté et l'état final RRC-A est atteint.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre qu'après un APRP [1] cumulé à un ATWS par défaillance du système de protection en état A, « l'état final RRC-A » est atteint et les critères techniques d'acceptation du [§ 2.2.](#) sont vérifiés. En particulier,

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et l'apport de bore par l'Injection de Sécurité.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par l'intermédiaire des GV via les VDA et l'ASG.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non découverture du cœur.

Le respect des critères techniques d'acceptation est assuré par la mise en place des dispositions RRC-A suivantes :

- l'AAR diversifié sur « Basse pression BC < MIN2 »,
- l'IS diversifié, l'isolement enceinte phase 1 et le refroidissement partiel diversifiés sur « Basse pression BC < MIN3 »,
- l'ouverture diversifiée des VDA sur « Haute pression GV >MAX2 »,
- le démarrage diversifié de l'ASG sur « Bas niveau GV < MIN4 (GL) »,
- Le déclenchement des GMPP sur signal diversifié « Signal IS et bas  $\Delta P$  aux bornes des pompes ».



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4B

PAGE 12/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.4B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE**  
**INTÉRIEUR ENCEINTE □ – PUISSANCE RÉSIDUELLE –**  
**TERME A+B+C**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4B

PAGE 13/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.4B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE  
INTÉRIEUR ENCEINTE □ – SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS**

□

**FIG-19.1.3FSB.4B.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE DU CRAYON MOYEN**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.4B

PAGE 15/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.4B.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ – PRESSIONS DES CIRCUITS PRIMAIRE ET SECONDAIRE – INVENTAIRE EN EAU DES CIRCUITS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□



**FIG-19.1.3FSB.4B.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ – DÉBITS MASSIQUES LIQUIDE ET VAPEUR À LA BRÈCHE – DÉBIT BRÈCHE ET DÉBIT TOTAL IS + ACCUMULATEURS**

□

**FIG-19.1.3FSB.4B.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ – TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN – NIVEAU GONFLÉ DU CŒUR**

□

**FIG-19.1.3FSB.4B.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE □ – NIVEAU GV (GE) – NIVEAU GV (GL)**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSB.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50)</b>	<b>4</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>4</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>4</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>5</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>7</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES</b>	<b>7</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>7</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>7</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>7</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES</b>	<b>8</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS</b>	<b>8</b>
<b>4.1.6. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET         DE SAUVEGARDE</b>	<b>8</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION</b>	<b>8</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE</b>	<b>9</b>
<b>6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION</b>	<b>10</b>
<b>7. CONCLUSION</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.5.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – CONDITIONS INITIALES, CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES, RÉGULATIONS ET DISPOSITIONS RRC-A .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.5.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – SÉQUENCE D'ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.5.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – PUISSANCE NUCLÉAIRE CŒUR ET RÉACTIVITÉ.....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.5.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES ET BRANCHES CHAUDES.....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.5.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – PRESSION ET NIVEAU PRESSURISEUR.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.5.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – DÉBITS ARE ET PRESSIONS GV .....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.5.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – DÉBITS VAPEUR ET DÉBIT BRÈCHE .....</b>	<b>18</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 3/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG–19.1.3FSB.5.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE  
PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE  
EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – NIVEAUX GV  
GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE ..... 19**

## .19.1.3FSB.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50)

L'étude a été réalisée en deux étapes. Une première étude a été menée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaire. Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier l'absence d'impact sur le respect de l'atteinte des critères de sûreté.

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

On étudie une brèche vapeur de taille DN50 (20 cm<sup>2</sup>) localisée en amont des Vannes d'Isolement Vapeur (VIV) hors enceinte, en situation de défaillance du système de protection, alors que le réacteur est dans les conditions de fonctionnement définies par l'État A.

L'accident est étudié en considérant le réacteur initialement en puissance ou en arrêt à chaud, ce dernier cas couvrant la phase après AAR manuel sur information de perte du PS de l'accident initié en puissance.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PREDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les principaux phénomènes de l'accident initié en puissance sont les suivants :

- initiateur : brèche vapeur de taille DN50, localisée hors enceinte en amont des VIV,
- faible dépressurisation du circuit secondaire qui conduit au lent refroidissement du fluide primaire et à une légère augmentation de la puissance cœur par effet modérateur,
- La contraction du fluide primaire, si elle n'est pas compensée par la charge, peut entraîner une baisse de la pression primaire.
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition dû à l'augmentation de la puissance dans le cœur et à la dépressurisation du circuit primaire,
- établissement d'un état d'équilibre sans signal d'AAR, avec une puissance légèrement augmentée, une température et une pression primaire légèrement diminuées par rapport à l'état initial,
- AAR  demandé sur information de perte du PS.

Les principaux phénomènes de l'accident initié à puissance nulle sont les suivants :

- initiateur : brèche vapeur de taille DN50, localisée hors enceinte en amont des VIV,
- faible dépressurisation du circuit secondaire qui conduit au lent refroidissement du fluide primaire et à une insertion de réactivité dans le cœur par effet modérateur ; ce qui réduit la marge d'anti-réactivité initiale,
- Si le signal diversifié de « Basse température branche froide » (seuil Min1) est atteint, il conduit à l'isolement des lignes vapeur et à la perte de symétrie de l'accident (le GV affecté continue à se dépressuriser).
- atteinte d'un équilibre entre la puissance primaire à évacuer et la puissance évacuée à la brèche vapeur ; ce qui stabilise les paramètres thermohydrauliques de l'accident et arrête le refroidissement du fluide primaire,
- démarrage de l'ASG dans le GV affecté si le niveau d'eau dans ce dernier atteint le signal diversifié « Bas niveau GV GL » (seuil MIN4),

- La contraction du fluide primaire, si elle n'est pas compensée par la charge, peut entraîner une baisse de la pression primaire.
- Selon l'ampleur du refroidissement, un retour en puissance peut être observé.
- 30 minutes après le premier signal significatif, démarrage manuel par l'opérateur du RBS pour atteindre la concentration en bore d'arrêt à froid, et isolement du GV affecté.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A. Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10% de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482° C, pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.



En pratique, pour le cas où l'accident de ce chapitre est initié à puissance nulle, l'absence de crise d'ébullition et l'absence de fusion à cœur des pastilles de combustibles seront vérifiées par l'absence de retour en criticité.

## **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

L'initiateur correspond à une brèche vapeur de taille DN50 (20 cm<sup>2</sup>), localisée hors enceinte en amont des VIV.

### **Cas initié en puissance :**

Du fait de la défaillance du système de protection, les signaux d'AAR (classés F1A) suivants ne peuvent intervenir :

- le signal « bas RFTC »,
- le signal « puissance thermique élevée »,
- le signal « puissance linéique élevée »,
- le signal « baisse rapide de pression GV » (seuil MAX0p),
- le signal « bas niveau GV » (seuil MIN1p), ou
- le signal « basse pression dans le pressuriseur » (seuil MIN2p).



Le signal d'AAR diversifié de « basse température branche froide » (seuil MIN1), classé F2, n'est pas sollicité car la dépressurisation des GV consécutive à la brèche est faible et entraîne un lent refroidissement du circuit primaire, de telle sorte qu'un état d'équilibre s'établit avant que le seuil MIN1 sur les températures en branche froide ne soit atteint. Le seuil MAX1 d'AAR diversifié « puissance nucléaire élevée » n'est pas non plus atteint.

Par conséquent, l'accident initié en puissance est identique au cas traité dans la section 15.2.3a du Rapport de Sûreté – petite brèche vapeur ou d'eau alimentaire (< DN50) incluant les ruptures des lignes connectées aux GV (< DN50) [État A, B] - pour lequel aucun signal d'AAR n'est sollicité. Il n'y a donc pas d'impact lié à la perte du PS pour une brèche limitée à la taille DN50.

Le respect des critères techniques d'acceptation PCC-3 (quantité de crayons entrant en crise d'ébullition, absence de fusion du combustible, température maximale de gaine atteinte, inventaire en eau stable, évacuation de la puissance résiduelle et rejets radiologiques) étant démontré pour l'étude « petite brèche vapeur ou d'eau alimentaire (< DN50) incluant les ruptures des lignes connectées aux GV (< DN50) [État A, B] » (section 15.2.3a), il en est de même pour l'étude « ATWS par défaillance du système de protection (état A) – petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) » qui vérifie donc également les critères techniques d'acceptation PCC-4 présentés au [§ 2.2.](#)

Un AAR  est demandé 30 minutes après réception de l'information « perte du PS ».

La phase post AAR  du cas initié en puissance est couverte par l'étude initiée à puissance nulle. La suite de cette section ne traite donc que de la configuration initiée à puissance nulle.

#### Cas initié à puissance nulle :

Du fait de la défaillance du système de protection, les signaux classés F1A qui suivent ne peuvent intervenir :

- fermeture de toutes les VIV sur signal de :
  - « baisse rapide de pression GV » (seuil MAX1p),
  - « basse pression GV » (seuil MIN1p).
- isolement de la ligne à petit débit ARE, dans tous les GV, sur :
  - « Baisse rapide de pression GV » (seuil MAX2p)
- isolement de la ligne à petit débit ARE, GV par GV, sur :
  - « basse pression GV » (seuil MIN2p),
  - « haut niveau GV » (seuil MAX0p si l'AAR a eu lieu au moins  s auparavant).
- démarrage de l'ASG, GV par GV, sur signal de « bas niveau GV » (seuil MIN2p).

La faible dépressurisation du circuit secondaire conduit à un lent refroidissement du fluide primaire et à une insertion de réactivité dans le cœur par effet modérateur, qui réduit la marge d'anti-réactivité initiale. Si toute la marge d'anti-réactivité est consommée, un retour en criticité peut se produire.

Si le signal diversifié de « basse température branche froide » (seuil MIN1), classé F2, est atteint, il conduit à l'isolement des lignes vapeur. La pression se stabilise alors dans les GV sains et la dépressurisation du GV affecté se poursuit. L'accident devient dissymétrique et une zone plus froide apparaît à l'entrée du cœur.

Lorsque le débit vapeur à la brèche devient assez faible et juste suffisant pour évacuer la puissance résiduelle du cœur et la puissance dégagée par les pompes primaires, le refroidissement du fluide primaire s'arrête.

Le signal diversifié de démarrage de l'ASG sur « bas niveau GV GL » (seuil MIN4), peut être activé sur le GV affecté.

Les GV sont alimentés en eau par l'ARE (ligne petit débit) et l'ASG s'il a été démarré.

30 minutes après le premier signal significatif, l'opérateur intervient : il peut alors démarrer le RBS pour atteindre la concentration en bore d'arrêt à froid. De plus, il procède aux actions permettant d'annuler le débit à la brèche, à savoir l'isolement complet du GV affecté sur critère de  $\Delta P$  entre GV >  $\square$  bar ou, si la brèche est trop petite pour conduire à une  $\Delta P$  entre GV supérieure à  $\square$  bar, sur la détection de la rupture de tuyauterie vapeur par mesure de la température dans la casemate vapeur du GV affecté.

#### **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Ce paragraphe présente l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire (voir Annexe 19B).

##### **4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

L'étude initiée en puissance est traitée par argumentaire (voir § 3.) et une simulation est réalisée pour la démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A lorsque l'accident est initié à puissance nulle jusqu'à la stabilisation des grandeurs thermohydrauliques de l'accident. L'étude initiée à puissance nulle couvre la phase post AAR manuel du cas initié en puissance sur information de perte du PS.

Les paramètres dominants sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe et tous les autres paramètres à leur valeur nominale. Ces paramètres sont pénalisés de manière à favoriser un éventuel retour en puissance avant l'intervention de l'opérateur 30 minutes après le premier signal significatif.

##### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après. Ils visent à majorer le refroidissement du circuit primaire, ce qui favorise un éventuel retour en puissance.

- surface d'échange des GV nominale afin de maximiser le refroidissement du circuit primaire,
- marge d'arrêt initiale minimale,
- coefficient densité modérateur maximisé (en valeur absolue) pour favoriser l'insertion de réactivité lors du refroidissement,
- coefficients Doppler température maximisés (en valeur absolue) pour favoriser l'insertion de réactivité lors du refroidissement.

##### **4.1.2. État initial**

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent à un état d'arrêt à chaud du réacteur, avec une surface d'échange nominale et un débit primaire thermohydraulique. Elles sont présentées au tableau [TAB-19.1.3Fsb.5.1](#).

La température moyenne primaire est celle de l'état A à puissance nulle, sans incertitude. L'incertitude sur la température primaire est prise en compte dans le calcul de la marge d'arrêt.

##### **4.1.3. Données neutroniques**

Les données neutroniques (Toutes Grappes Insérées) sont choisies de manière à accentuer l'insertion de réactivité et le retour en puissance. Elles sont enveloppes tous cycles et tiennent compte des incertitudes, des pénalités pour prise en compte des effets du tilt, du SCTR, du FPPR et des provisions pour aléas de gestion. Elles correspondent à des données en fin de cycle naturel :

- Les coefficients de densité modérateur et de Doppler température sont pris à leur valeur maximale en valeur absolue.

- La concentration en bore initiale est prise nulle et la marge d'arrêt initiale est prise minimale.

□ La puissance résiduelle n'est pas considérée de manière à accentuer le refroidissement.

#### **4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

ARE :

Le débit ARE est supposé égal au débit vapeur en sortie de GV tout au long de l'accident. La température est prise minimale à la valeur enveloppe de □°C. La prise en compte des sur-débites ARE n'a pas d'impact sur la sous criticité minimale atteinte au cours de l'accident. En effet, considérer des sur-débites ARE accélère le refroidissement primaire au début de l'accident mais conduit rapidement à la sollicitation du signal diversifié Haut niveau GV GL > MAX1, qui entraîne l'isolement complet des lignes ARE dans le GV concerné. Le refroidissement du fluide primaire est, ensuite, à nouveau imposé par la diminution de pression secondaire.

VIV :

Le temps de fermeture des Vannes d'Isolation Vapeur est pris maximal □.

#### **4.1.5. Hypothèses relatives aux régulations**

Afin de maximiser la densité du modérateur et pénaliser l'augmentation de réactivité dans le cœur :

- La régulation de niveau pressuriseur par le RCV est prise en compte de manière à maintenir une pression primaire élevée.
- La régulation de pression dans le pressuriseur est prise en compte ; elle est pénalisante car les chaufferettes sont sollicitées et permettent de limiter la dépressurisation du primaire.

Au titre de la continuité de fonctionnement, la régulation de niveau GV par le petit débit ARE fonctionne correctement. Le débit ARE est pris égal au débit vapeur tout au long de l'accident.

#### **4.1.6. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

Aucune protection provenant du PS ne s'active lors de cet accident du fait de la prise en compte par hypothèse de la perte totale du système de protection.

L'unique disposition RRC-A, classée F2, intervenant sur cet accident est le signal diversifié de « Basse température branche froide » (seuil MIN1). Sa sollicitation conduit à l'isolement des lignes vapeur. Le seuil MIN1 est diminué de son incertitude pour favoriser le refroidissement du fluide primaire et l'insertion de réactivité dans le cœur. Par conservatisme l'incertitude est prise en ambiance dégradée.

Les caractéristiques de cette disposition sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.5.1](#).

### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

Cet accident est simulé à l'aide du code □ et de son modèle neutronique 0D qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

La brèche vapeur DN50 est positionnée à la sortie du GV 1.

Le débit vapeur à la brèche est calculé avec la corrélation de □ ; la contre-pression est prise égale à □ bar sur toute la durée de l'accident.

Compte tenu de la dissymétrie de l'accident après l'isolement des lignes vapeur sur le signal de « Basse température branche froide » (seuil MIN1) ; une matrice de mélange pénalisée en entrée cuve est considérée (voir sous-chapitre 15.1).

De plus, afin d'augmenter l'insertion de réactivité par effet modérateur, la réactivité est calculée en prenant en compte uniquement le quadrant cœur le plus froid.

### **4.3. RÉSULTATS**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsb.5.2](#) présente la séquence d'évènements de l'accident d'ATWS par défaillance du PS – Petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50).

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.5.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.5.6](#). Les actions opérateurs, intervenant  $\square$  30 minutes après l'émission du signal « Basse température branche froide », n'ont pas été modélisées dans le calcul et leurs effets n'apparaissent donc pas sur les figures.

L'accident est initié par une brèche DN50 sur la ligne vapeur en sortie du GV 1 qui entraîne une dépressurisation du GV affecté mais aussi des GV sains par l'intermédiaire du barillet vapeur. L'augmentation du débit vapeur de tous les GV entraîne un refroidissement du fluide primaire et une réduction de la sous-criticité initiale par effet modérateur. Sur sollicitation du signal diversifié « Basse température branche froide » (seuil MIN1), les lignes vapeur sont isolées automatiquement, la pression se stabilise alors dans les GV sains et la dépressurisation du GV affecté se poursuit. L'accident devient dissymétrique et une zone froide apparait en entrée du cœur. Lorsque le débit vapeur à la brèche devient assez faible et juste suffisant pour évacuer la puissance dégagée par les pompes primaires, le refroidissement du fluide primaire s'arrête. Le non-retour en criticité est vérifié sans appoint de bore par le RBS.

30 minutes après l'émission du signal « Basse température branche froide » (seuil MIN1), le cœur est toujours sous-critique (voir [FIG-19.1.3Fsb.5.1](#)) et l'opérateur intervient : il procède aux actions permettant d'annuler le débit à la brèche, à savoir l'isolement complet du GV affecté sur la détection par mesure de la température dans la casemate vapeur du GV affecté de la rupture de tuyauterie vapeur car la brèche est trop petite pour conduire à une  $\Delta P$  entre GV supérieure à  $\square$  bar (voir [FIG-19.1.3Fsb.5.4](#)). Suite à l'isolement du GV affecté par l'opérateur, le GV affecté s'assèche ce qui annule le débit à la brèche et met fin au refroidissement du primaire (et à l'augmentation de réactivité induite).

L'isolement des lignes vapeurs sur signal diversifié « Basse température branche froide » (seuil MIN1) permet de mettre fin au refroidissement du primaire assurant ainsi l'absence de retour en criticité pour cet accident initié à puissance nulle.

Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible (absence de retour en criticité).

L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le petit débit ARE, ou par l'ASG si le petit débit ARE est indisponible ; et via les VDA et le débit vapeur à la brèche avant l'assèchement du GV affecté qui fait suite à son isolement complet.

Ainsi, l'ensemble des critères techniques d'acceptation présentés au [§ 2.2.](#) est respecté. Pour cet accident d'ATWS par défaillance du système de protection avec petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50), l'état final RRC-A est donc atteint.

### **5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE**

Ce paragraphe présente les conclusions de l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire (voir Annexe 19B).

#### **Configuration à puissance nulle :**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » pour l'accident de petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) lors d'un ATWS par perte du PS initié à puissance nulle :

- La sous-criticité du cœur est assurée au cours de l'accident sans appoint de bore par le RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le petit débit ARE (ou l'ASG si le petit débit ARE est indisponible) et les VDA.

- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- signal diversifié de « Basse température branche froide » (seuil MIN1) qui conduit à l'isolement des lignes vapeur.

L'analyse montre que si l'alimentation en eau des GV est assurée par l'ARE (jusqu'à l'isolement du GV affecté par l'opérateur), le signal diversifié de mise en service de l'ASG sur « Bas niveau GV < MIN4 GL » n'est pas sollicité pour atteindre l'état final RRC-A.

#### Configuration en puissance :

Comme précisé au § 3, un accident de petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) lors d'un ATWS par perte du PS initié en puissance est couvert par l'incident de « Petite brèche vapeur ou d'eau alimentaire (< DN50) incluant les ruptures des lignes connectées aux GV (< DN50) [État A, B] » (section 15.2.3a). Puisque ce chapitre respecte les critères techniques d'acceptation PCC-3, il en est de même pour l'étude « ATWS par défaillance du système de protection (état A) – petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) initié en puissance » qui vérifie donc également les critères techniques d'acceptation PCC-4 présentés au § 2.2.

Pour cette configuration l'état final RRC-A est atteint sans valorisation de disposition RRC-A.

## **6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION**

Le jeu d'hypothèses relatif à l'état final de conception est présenté dans le sous-chapitre 15.1 et la section 19.1.1.

La température de l'eau alimentaire a été modifiée et a pour valeur minimale  $116 - 4 = 112^{\circ}\text{C}$ . Or dans la présente étude, la température ARE est prise minimale à la valeur enveloppe de  $111^{\circ}\text{C}$  afin d'accentuer le refroidissement. L'hypothèse prise en compte dans la démonstration ci-dessus est donc plus pénalisante. Les conclusions intermédiaires restent donc valables.

## **7. CONCLUSION**

Ainsi, la démonstration du respect des critères de sûreté et de l'atteinte de l'état final RRC-A (sous-criticité, évacuation de la puissance résiduelle et rejets radiologiques), présentée au § 4. et au § 5., pour l'accident d'ATWS par défaillance du système de protection (état A) – petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50), ne sont pas remises en cause par la mise en cohérence des hypothèses avec l'état final de conception.

#### Configuration à puissance nulle :

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 2.2., c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » pour l'accident de petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) lors d'un ATWS par perte du PS initié à puissance nulle :

- La sous-criticité du cœur est assurée au cours de l'accident sans appoint de bore par le RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via le petit débit ARE (ou l'ASG si le petit débit ARE est indisponible) et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- signal diversifié de « Basse température branche froide » (seuil MIN1) qui conduit à l'isolement des lignes vapeur.

L'analyse montre que si l'alimentation en eau des GV est assurée par l'ARE (jusqu'à l'isolement du GV affecté par l'opérateur), le signal diversifié de mise en service de l'ASG sur « Bas niveau GV < MIN4 GL » n'est pas sollicité pour atteindre l'état final RRC-A.

Configuration en puissance :

Un accident de petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) lors d'un ATWS par perte du PS initié en puissance est couvert par l'incident de « Petite brèche vapeur ou d'eau alimentaire (< DN50) incluant les ruptures des lignes connectées aux GV (< DN50) [État A, B] » (section 15.2.3a). Puisque ce chapitre respecte les critères techniques d'acceptation PCC-3, il en est de même pour l'étude « ATWS par défaillance du système de protection (état A) – petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) initié en puissance » qui vérifie donc également les critères techniques d'acceptation PCC-4 présentés au [§ 2.2.](#)

Pour cette configuration l'état final RRC-A est atteint sans valorisation de disposition RRC-A.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 12/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.5.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU**  
**SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE**  
**VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE**  
**TUYAUTERIE DN50) – CONDITIONS INITIALES,**  
**CARACTÉRISTIQUES SYSTÈMES, RÉGULATIONS ET**  
**DISPOSITIONS RRC-A**

□

**TAB-19.1.3FSB.5.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE  
VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE  
TUYAUTERIE DN50) – SÉQUENCE D'ÉVÉNEMENTS**

Temps (s)	Évènements
0,0	Conditions initiales
0,1	Ouverture de la brèche vapeur GV1
4538,8	Instant du franchissement du seuil MIN1 de « Basse température branche froide »
□	Émission du signal diversifié « Basse température branche froide »
4550.9	Isolement des lignes vapeur
□	Intervention de l'opérateur





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 14/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.5.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – PUISSANCE NUCLÉAIRE CŒUR ET RÉACTIVITÉ**

□

**FIG-19.1.3FSB.5.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES ET BRANCHES CHAUDES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 16/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.5.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – PRESSION ET NIVEAU PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 17/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.5.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – DÉBITS ARE ET PRESSIONS GV**

□

**FIG-19.1.3FSB.5.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – DÉBITS VAPEUR ET DÉBIT BRÈCHE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.5

PAGE 19/19

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.5.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTAT A) – PETITE BRÈCHE VAPEUR HORS ENCEINTE EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) – NIVEAUX GV GAMME ÉTROITE ET GAMME LARGE**

□

**SOMMAIRE****.19.1.3FSB.6 ATWS PAR DEFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION  
(ETAT A) CUMULÉ A UNE AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT**

<b>VAPEUR . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.1. DÉFINITION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1.2. CAUSES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.6. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.1. CAS PÉNALISANT . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>4.3.2. ATTEINTE DE L'ÉTAT FINAL . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5. CONCLUSIONS . . . . .</b>	<b>8</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSB.6.1 CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES / FONCTIONS F2 SOLLICITÉS .....</b>	<b>9</b>
<b>TAB-19.1.3FSB.6.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>10</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSB.6.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – PRESSIONS AUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR ET PRESSION PRESSURISEUR .....</b>	<b>11</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.6.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – DÉBIT TURBINE ET DÉBITS D’ALIMENTATION ARE .....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.6.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – DÉBITS VDA ET DÉBIT GCT .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.6.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – NIVEAUX GV GAMME LARGE ET GAMME ÉTROITE .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSB.6.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – PUISSANCES CŒUR ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES.....</b>	<b>15</b>



## .19.1.3FSB.6 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION (ETAT A) CUMULÉ A UNE AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION

L'accident étudié dans cette section correspond à une augmentation excessive de débit vapeur alors que le réacteur est dans le domaine de fonctionnement défini par l'état A (de l'arrêt à chaud au fonctionnement à pleine puissance) en situation de défaillance du système de protection.

#### 1.2. CAUSES

L'augmentation excessive du débit vapeur peut résulter :

- de l'activation intempestive du refroidissement partiel,
- de l'ouverture intempestive d'une vanne du GCT,
- ou de l'ouverture maximum des vannes d'admission de la vapeur à la turbine.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT

Les principaux phénomènes pouvant se produire en cas d'augmentation excessive de débit vapeur lorsque le réacteur est en puissance sont les suivants :

- augmentation du débit vapeur,
- dépressurisation du circuit secondaire qui conduit au refroidissement du fluide primaire et à une augmentation de puissance cœur par effet modérateur et/ou par extraction des grappes de contrôle,
- contraction du fluide primaire entraînant une baisse de la pression primaire,
- risque vis-à-vis de la crise d'ébullition dû à l'augmentation de la puissance dans le cœur et à la dépressurisation du circuit primaire,
- diminution de la puissance du réacteur par chute de toutes les grappes suite à l'Arrêt Automatique du Réacteur sur signal diversifié de « Puissance nucléaire élevée »,
- montée en pression du secondaire, après le déclenchement de la turbine, puis diminution suivant le point de consigne du GCT au cours du refroidissement partiel,
- évacuation de la puissance résiduelle par le GCT et par l'ARE ou l'ASG.

A puissance nulle, les initiateurs potentiels de l'augmentation excessive de débit vapeur ne présentent aucun risque de retour en criticité dans le cœur. En effet, pour le cas d'ouverture intempestive d'une vanne du GCT, le signal diversifié d'isolement vapeur sur température en branche froide inférieure à MIN1  $\square$  est dimensionné pour éviter tout risque de retour en criticité dans le cœur. Pour les cas de refroidissement partiel intempestif, la dépressurisation secondaire s'arrête, par conception, également à une consigne qui permet au cœur de rester sous-critique.

L'accident d'ATWS par défaillance du système de protection cumulé à l'augmentation excessive de débit vapeur ne sera, par conséquent, étudié qu'en puissance.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10% en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10% de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482°C pour les accidents à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.

□

## **3. SCÉNARIO**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

L'augmentation de débit vapeur due à l'ouverture d'une vanne GCT ou à l'ouverture maximum des vannes d'admission de la vapeur à la turbine est inférieure à □ % du débit nominal. Si ces événements interviennent alors que le réacteur est en puissance, ils provoquent un refroidissement du primaire et une augmentation de la puissance du cœur entraînant une dégradation du RFTC. Cependant la dépressurisation du secondaire s'arrête rapidement lorsque l'équilibre est restauré entre le débit de vapeur au secondaire et la puissance cœur à évacuer.

L'activation intempestive du refroidissement partiel est plus pénalisante que les autres initiateurs potentiels car elle conduit à la plus forte augmentation de débit vapeur, à une dépressurisation du secondaire plus importante et, par conséquent, aux conditions thermohydrauliques les plus pénalisantes vis-à-vis de la crise d'ébullition.

L'initiateur considéré correspond au démarrage intempestif du refroidissement partiel par l'intermédiaire du GCT (à -250 °C/h □).

La dépressurisation secondaire provoquée par l'augmentation du débit vapeur s'accompagne d'un refroidissement du fluide primaire et donc d'une insertion de réactivité dans le cœur par effet modérateur. De plus, si la régulation de la température moyenne primaire est disponible et tant que l'effet du déséquilibre de puissance entre le primaire et le secondaire ne l'emporte pas sur l'effet de déséquilibre de température, le refroidissement du fluide primaire peut également insérer de la réactivité dans le cœur par extraction des grappes. Cette insertion de réactivité entraîne une augmentation de la puissance cœur.

Parallèlement à cette augmentation de puissance cœur, le refroidissement du fluide primaire conduit à une contraction du volume primaire et à une dépressurisation du circuit primaire. Il existe alors un risque vis-à-vis de la crise d'ébullition.

Du fait de la défaillance du système de protection, les signaux d'AAR (classés F1A) suivants ne peuvent intervenir :

- le signal « Bas RFTC »,
- le signal « Puissance thermique élevée »,
- le signal « Puissance linéique élevée »,
- le signal « Baisse rapide de pression secondaire » (MAX0p),
- le signal « Baisse rapide de pression secondaire » (MAX1p),
- les signaux « Basse pression pressuriseur » (MIN2p, MIN3p et MIN4p).

Le signal d'AAR diversifié par « Puissance nucléaire élevée » peut être sollicité, et conduire au déclenchement de la turbine et à l'isolement des lignes grand débit ARE. La montée en pression dans les Générateurs de Vapeur (GV) après le déclenchement de la turbine est limitée par le GCT.

Plus tard, l'évacuation à long terme de la puissance est assurée dans les GV via le GCT avec un cœur complètement sous critique. L'alimentation en eau normale des GV est assurée par les lignes petit débit ARE ou, si l'alimentation en eau normale est indisponible, par démarrage de l'eau alimentaire de secours (ASG) sur un signal diversifié de « Bas Niveau GV GL < MIN4 » ou par l'opérateur au plus tôt 30 minutes après l'émission du signal d'AAR diversifié.

La présente étude vise à vérifier le dimensionnement de la disposition RRC-A de signal d'AAR diversifié sur « Puissance nucléaire élevée ».

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants sont pris à une valeur raisonnablement enveloppe et tous les autres paramètres à leur valeur nominale. Ces paramètres sont pénalisés de manière à favoriser l'augmentation de puissance cœur et la dépressurisation du circuit primaire avant la chute des grappes, ce qui est défavorable vis-à-vis de la crise d'ébullition.

Les paramètres dominants vis-à-vis des différents critères à analyser sont listés ci-après :

- niveau de puissance initial (maximisé),
- débit primaire (minimisé),
- température moyenne primaire initiale (maximisée)
- pression primaire initiale (minimisée),
- surface d'échange des GV (réduite),
- coefficient densité modérateur (minimisé si la régulation de température moyenne primaire est prise en compte, maximisé sinon),
- coefficients Doppler température (même sens de pénalisation que le coefficient de densité modérateur) et Doppler puissance (minimisé),
- RFTC initial.

#### **4.1.2. État initial**

Les conditions thermohydrauliques initiales correspondent aux conditions nominales de fonctionnement du réacteur considérant un BTGV maximal (réduction de la surface d'échange et du volume des tubes GV de  $\square$  %). Elles sont pénalisées uniquement pour les paramètres dominants de leurs incertitudes respectives de manière à pénaliser le calcul du RFTC :

$\square$

#### 4.1.3. Données neutroniques

Excepté pour la valeur du RFTC initial, les données neutroniques retenues sont issues du sous-chapitre 15.1.

□

Le RFTC initial est un paramètre dominant vis-à-vis de la crise d'ébullition. Il est pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » □. Cette valeur permet de couvrir :

- Sur le cycle pénalisant N2, un RFTC initial égal à □.
- Sur le cycle d'équilibre P5, le RFTC physique initial présenté dans la section 19.1.1 □.

□

#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses prises en compte sont les suivantes :

- ARE :  
Par continuité de fonctionnement, la régulation de niveau GV par l'ARE est supposée disponible tout au long de l'accident afin de favoriser le refroidissement du primaire.
- GCT :  
La capacité maximale du GCT est considérée de façon à pénaliser le RFTC.

#### 4.1.5. Hypothèses relatives aux régulations

L'impact de la régulation de la température moyenne primaire par les grappes est analysé sur cet accident. En effet, le refroidissement peut entraîner une extraction des grappes tant que l'effet du déséquilibre de puissance ne l'emporte pas sur l'effet de déséquilibre de température. Son impact est donc analysé et pris en compte s'il s'avère pénalisant. Par découplage, les valeurs d'efficacité différentielle des groupes Pbank et Hbank sont prises maximum.

Par conservatisme, on suppose que le débit d'eau alimentaire est égal à tout instant au débit vapeur.

Le débit turbine est constant jusqu'au déclenchement de la turbine.

Aucune autre régulation n'est prise en compte.

#### 4.1.6. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

Aucune protection n'est susceptible de s'activer sur cet accident du fait de la défaillance du système de protection considérée.

La disposition RRC-A classée F2 qui intervient est le signal d'AAR diversifié par « Puissance nucléaire élevée ». Afin de limiter les conséquences de fluctuations du flux neutronique, les mesures du flux neutronique entrant dans cette fonction sont filtrées au premier ordre. Ce signal d'AAR diversifié entraîne l'émission des signaux diversifiés de déclenchement turbine et d'isolement des lignes ARE grand débit.

Les caractéristiques de ces dispositions sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.6.1](#).

### 4.2. CODES ET MODÉLISATION

Les données neutroniques spécifiques à l'étude sont calculées au moyen du code □.

Le scénario est simulé à l'aide du code □, qui permet de simuler le comportement thermohydraulique des circuits primaire et secondaire ainsi que la réponse des différents systèmes F1/F2/NC.

L'analyse thermohydraulique (RFTC) est réalisée à l'aide du code de thermohydraulique cœur [1].

### **4.3. RÉSULTATS**

#### **4.3.1. Cas pénalisant**

La séquence des événements pour l'accident d'augmentation excessive de débit vapeur est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsb.6.2](#).

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsb.6.1](#) à [FIG-19.1.3Fsb.6.5](#).

Le cas pénalisant correspond à une configuration en fin de vie sans régulation de température, pour laquelle le coefficient modérateur est maximisé. [1].

L'accident est initié par l'émission intempestive d'un signal de refroidissement partiel. La consigne du GCT diminue suivant un gradient de pression correspondant à un refroidissement du primaire à -250 °C/h. L'ouverture des vannes GCT provoque une diminution de la pression au secondaire qui entraîne un refroidissement du primaire et, par effet modérateur, une augmentation de la puissance cœur. L'augmentation de la puissance cœur ainsi que la diminution de la pression primaire contribuent à faire diminuer le RFTC. Le signal diversifié d'Arrêt Automatique du Réacteur sur « Puissance nucléaire élevée » est émis [1]. Après la chute des grappes [1], la puissance cœur, la pression et la température primaires diminuent. Le RFTC physique [1] minimum [1] est atteint peu après la chute des grappes à 238,6 s (pour un FΔH de [1]). Cette valeur étant supérieure au critère de [1]), il n'y a pas de crise d'ébullition.

L'AAR diversifié provoque le déclenchement de la turbine et consécutivement une forte montée en pression dans les générateurs de vapeur. Le refroidissement partiel se poursuit jusqu'à ce que la pression dans les GV atteigne [1] bar abs [1].

En considérant une puissance linéique initiale sur la valeur alarme [1], la puissance linéique maximale [1] est atteinte à 238,6 s. Elle reste inférieure à [1], le critère d'absence de fusion du combustible est également respecté.

Compte tenu du fait que le maintien de l'intégrité de la gaine du combustible est démontré par le biais du respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux conditions de fonctionnement de référence PCC-2 mentionnés au [§ 2.2](#). (absence de crise d'ébullition et absence de fusion à cœur des pastilles de combustible les critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits au [§ 2.2](#). sont respectés.

#### **4.3.2. Atteinte de l'état final**

L'état final RRC-A est défini par les conditions suivantes :

- sous-criticité du cœur : la consigne en fin de refroidissement partiel permet d'être à plus de [1] °C au primaire ce qui par conception permet au cœur de rester sous critique après la chute de toutes les grappes (comme spécifié dans la section 15.2.2d du rapport de sûreté). De plus, 2 trains RBS sont disponibles pour la borication lors du repli. La sous-criticité du coeur est donc garantie.
- évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire : la puissance résiduelle est évacuée par le petit débit ARE. Si l'alimentation en eau normale est indisponible, l'ASG est démarrée soit sur un seuil de bas niveau GV GL diversifié, soit par l'opérateur. La vapeur produite est évacuée par le GCT.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Pour l'accident d'ATWS par perte du PS cumulé à l'augmentation excessive du débit vapeur, l'état final RRC-A est donc atteint.

## 5. CONCLUSIONS

La présente analyse a été réalisée conformément aux règles d'études RRC-A. Elle démontre qu'après une augmentation excessive de débit vapeur en situation de perte PS initiée en état A, l'état final RRC-A tel que décrit au [§ 2.2.](#)) est atteint :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute de toutes les grappes et la borication par les 2 trains RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ARE ou l'ASG et le GCT.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- signal d'AAR diversifié sur « Puissance nucléaire élevée ».



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 9/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSB.6.1 CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES /  
FONCTIONS F2 SOLLICITÉS**

□

**TAB-19.1.3FSB.6.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU  
SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION  
EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – SÉQUENCE DES  
ÉVÈNEMENTS**

<i>Temps (s)</i>	<i>Évènement</i>
0,0	Conditions initiales
0,1	Le signal de refroidissement partiel intempestif est émis
132,1	Début du refroidissement par le GCT
235,9	Puissance nucléaire cœur filtrée > $\square$ PN
$\square$	Signal d'AAR diversifié par « Puissance nucléaire élevée »
$\square$	Début de chute des grappes
238,6	RFTC minimum $\square$
$\square$	Déclenchement turbine
350,0	Fin du calcul





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 11/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.6.1 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – PRESSIONS AUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR ET PRESSION PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 12/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.6.2 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – DÉBIT TURBINE ET DÉBITS D’ALIMENTATION ARE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 13/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.6.3 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – DÉBITS VDA ET DÉBIT GCT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 14/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.6.4 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – NIVEAUX GV GAMME LARGE ET GAMME ÉTROITE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSB.6

PAGE 15/15

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSB.6.5 ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR – PUISSANCES CŒUR ET TEMPÉRATURES PRIMAIRES**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSC MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE (ÉTAT A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION: PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>3</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>5</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE</b>	<b>6</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>6</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>6</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>7</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>7</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSC.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES.....</b>	<b>8</b>
<b>TAB-19.1.3FSC.2</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>9</b>
<b>TAB-19.1.3FSC.3</b>	<b>PUISSANCE RÉSIDUELLE .....</b>	<b>10</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSC.1</b>	<b>PUISSANCE CŒUR ET PUISSANCE ÉCHANGÉE AUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES PRIMAIRE .....</b>	<b>11</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.2</b>	<b>PRESSION SECONDAIRE – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES.....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.3</b>	<b>TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES – PRESSION PRIMAIRE .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.4</b>	<b>NIVEAU PRESSURISEUR – INVENTAIRE EN EAU PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.5</b>	<b>DÉBITS MASSIQUES VDA – INTÉGRALE DES DÉBITS VDA .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.6</b>	<b>NIVEAUX GV GL – DÉBITS ASG.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSC.7</b>	<b>INTÉGRALE DES DÉBITS ASG – MARGE À LA SATURATION EN PRESSION.....</b>	<b>17</b>

## .19.1.3FSC MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

La perte totale des alimentations électriques externes (PTAEE) cumulée à la défaillance des quatre diesels de principaux (EDG) ou à la défaillance des 3 diesels principaux et à l'arrêt du dernier diesel principal en fonctionnement suite à l'échec de la mise en place des interconnexions entre la division alimentée par le diesel principal et sa division voisine, conduit à la perte totale des alimentations électriques au niveau des jeux de barres de 10 kV secourus et non-secourus, aussi appelée Manque De Tension Généralisée (MDTG). L'absence de sources d'alimentation additionnelles entraîne l'indisponibilité du système d'alimentation normale des générateurs de vapeur (ARE) (y compris de la pompe d'alimentation des GV au démarrage et à l'arrêt (AAD) et du circuit de refroidissement du condenseur), de l'Alimentation de Secours des générateurs de vapeur (ASG), du Circuit de Contrôle Volumétrique et Chimique (RCV), du Circuit d'Injection de Sécurité (RIS), du Circuit de Réfrigération Intermédiaire (RRI) et du Circuit d'Eau brute Secourue (SEC), des Groupes MotoPompes Primaires (GMPP) (y compris l'injection aux joints des pompes primaires et le refroidissement des barrières thermiques), des systèmes de ventilation et les chargeurs de batteries.

Un MDTG est donc un accident d'échauffement qui peut entraîner d'une part l'endommagement du combustible et de la gaine, et d'autre part la perte d'intégrité du circuit primaire.

La perte de l'injection aux joints et du refroidissement de la barrière thermique suite au MDTG induit une remontée d'eau chaude primaire au niveau des joints de pompe primaire. Le choc thermique sur le joint 1 induit une forte augmentation du débit dans la ligne de fuite du joint 1 jusqu'à l'isolement de cette dernière. Après l'isolement des lignes de fuite des joints et la mise en place du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt des pompes primaires (DEA) à 10 minutes grâce aux batteries de secours, [ ], le primaire est totalement intègre. L'évacuation de la puissance du cœur par le secondaire (VDA) reste effective tant que l'inventaire en eau des GV est suffisamment élevé.

L'événement initiateur de cette séquence fonctionnelle est une perte des alimentations externes longue durée cumulée à la défaillance des quatre diesels principaux (EDG), ou une situation de PTAEE cumulée à la défaillance des 3 diesels principaux et à l'échec de la mise en place des interconnexions entre la division alimentée par le diesel principal et sa division voisine, résultant en une perte des alimentations électriques au niveau des jeux de barres de 10 kV secourus et non secourus et appelée Manque De Tension Généralisée.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

#### 2.1. DESCRIPTION: PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Les deux principales actions à accomplir lors d'un MDTG sont les suivantes :

- garantir un inventaire en eau suffisant au secondaire afin d'évacuer la puissance résiduelle,
- garantir l'étanchéité aux joints des pompes primaires.

Du fait de l'indisponibilité de l'ARE (y compris l'AAD), l'alimentation électrique de l'ASG doit être rétablie par un démarrage manuel de deux diesels d'ultime secours (diesels SBO) et de deux pompes ASG. L'intégrité du DEA est garantie par un refroidissement partiel manuel qui permet de rester en-dessous des conditions requises au primaire pour la qualification du DEA.

#### 2.2. CRITÈRES

Cette analyse de sûreté doit démontrer qu'en cas de MDTG, « l'état final pour les analyses RRC-A » (voir section 19.1.0) peut être atteint, c'est à dire que les critères de sûreté suivants doivent être vérifiés :



- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482° C, pour les transitoires à cinétique rapide n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.

L'étude présentée dans la section 15.2.2h - Perte Totale d'Alimentation Electrique Externe de courte durée , états A à F, qui couvre l'aspect court terme de cet accident permet d'assurer le respect des critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits ci-dessus.

### **3. SCÉNARIO**

La séquence classique des événements est décrite ci-après. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont décrites au [§ 4.](#)

- En cas de MDTG, la turbine est déclenchée et les GMPP s'arrêtent.
- Le premier signal significatif transmis à l'opérateur est l'alarme gravité 4 « Perte LH » mais le premier signal significatif valorisé dans cette étude est le signal d'AAR émis automatiquement sur « Basse vitesse GMPP » car il est pénalisant de retarder les actions opérateur.
- Le GCT étant indisponible, la pression secondaire est limitée par les VDA. L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par une recirculation naturelle et par les rejets vapeur assurés par les quatre VDA alimentés par les batteries de secours .
- Malgré la perte de l'injection aux joints des pompes primaires et du refroidissement de la barrière thermique en raison de la PTAE, l'étanchéité du circuit primaire est garantie après la mise en service du DEA et l'isolement des lignes de fuite aux joints des GMPP, rendue possible grâce aux batteries de secours . Un débit de retour aux joints non compensé conduisant à une perte d'inventaire en eau de  pendant 10 minutes (soit jusqu'à la réalisation des actions décrites précédemment) est pris en compte dans l'étude.
- Les GV ne sont pas alimentés en eau et leur inventaire commence à diminuer.
- La purge des GV est isolée sur Niveau GV < Min1 .
- Les VDA des trains 1 et 4 restent alimentés électriquement par les diesels SBO et peuvent encore être contrôlés.
- Pour garantir l'évacuation de la puissance résiduelle à long terme et l'étanchéité des joints des pompes primaires, l'opérateur doit procéder aux actions suivantes :
  - 
  - 
  - 
  -

Le calcul est arrêté après 12000 s.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants, influant sur l'accident et la vérification des critères, sont les suivants :

- niveau du pressuriseur minimisé pour pénaliser l'inventaire en eau initial du primaire,
- puissance initiale du cœur maximisée pour maximiser la puissance à évacuer,
- puissance résiduelle maximisée,
- prise en compte des incertitudes des seuils du niveau des GV pour minimiser l'inventaire en eau secondaire à l'instant initial.

Les paramètres non-dominants seront pris à leur valeur nominale ou pénalisés de leur incertitude.

#### **4.1.2. État initial**

Les conditions initiales sont indiquées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsc.1](#), avec leurs incertitudes. Toutes les valeurs de pression sont en bar abs.

#### **4.1.3. Données neutroniques**

La puissance du cœur est supposée constante  $\beta$  jusqu'au début de la chute des grappes. La courbe de puissance résiduelle inclut un terme  $A \beta$  (voir annexe du chapitre 15), prenant en compte des hypothèses pénalisantes, à savoir toutes grappes insérées et un temps de chute des grappes avec séisme. La loi de puissance résiduelle B+C  $\beta$  est issue du sous-chapitre 15.1. La courbe de puissance résiduelle obtenue est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsc.3](#).

#### **4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

Les hypothèses relatives aux systèmes fluides sont listées ci-dessous :

- DEA  
Associé à l'isolement des lignes de fuites des joints des GMPP, le DEA garantit l'intégrité des joints d'étanchéité des pompes primaires. Les exigences du profil de qualification pour l'intégrité du DEA sont les suivantes : lors des 2,5 premières heures, les températures et pressions en branche froide doivent rester inférieures respectivement à  $\beta$ °C et  $\beta$  bar abs ; puis au-delà de 3 heures, elles doivent rester inférieures respectivement à  $\beta$ °C et  $\beta$  bar abs.
- VDA  
Les quatre VDA peuvent être utilisées pour l'évacuation de la puissance résiduelle,  $\beta$ . Les vannes d'isolement vapeur (VIV) étant ouvertes, la pression sera réduite dans les quatre GV après le refroidissement partiel  $\beta$ . La capacité de décharge des VDA considérée est minimale $\beta$ .
- ASG  
Les pompes ASG des trains 1 et 4 sont disponibles après démarrage du diesel SBO correspondant. Les pompes ASG sont démarrées manuellement, l'injection est effective  $\beta$  après le démarrage des diesels SBO. Les vannes du barillet ASG aval des pompes sont ouvertes depuis la salle de commande principale (vannes motorisées) après le démarrage des pompes ASG.  
La température de l'ASG est maximisée  $\beta$ . Le débit d'injection est minimal  $\beta$ . Une répartition non-symétrique des débits ASG dans les GV (deux trains ASG alimentent quatre GV) est prise en compte (cf sous-chapitre 15.1). Le volume d'eau des bâches ASG est supposé minimal  $\beta$
- Purge des GV

Un débit de purge constant côté secondaire [ ] par GV est prélevé. La purge est automatiquement isolée lorsque le niveau GV devient inférieur à MIN1 [ ]. Un temps de fermeture [ ] est considéré pour la vanne d'isolement de la purge.

- Echantillonnage des GV

Un débit d'échantillonnage constant côté secondaire [ ] par GV est prélevé.

- RBS

La conduite au MCP prévoit que les pompes RBS soient mises en service lors du refroidissement manuel partiel effectué par l'opérateur. Une fois que le refroidissement est terminé le RBS est arrêté. L'injection de RBS durant la phase de refroidissement n'est pas de nature à remettre en cause le respect du profil de qualification du DEA et n'est pas modélisée dans le calcul. En effet, le refroidissement à -50° C/h [ ] contracte le primaire et fait baisser la pression si bien que le volume de bore injecté est compensé par la contraction du primaire durant le refroidissement sans risque de sollicitation des soupapes pressuriseur, ni de de remise en cause du profil de qualification du DEA.

La disponibilité des systèmes de régulation qui en découle est la suivante :

- Régulation de niveau GV

L'ASG régule le niveau des GV [ ].

[ ]. Le niveau GV est contrôlé par l'opérateur [ ].

- Régulation de la pression pressuriseur

L'aspersion et les chaufferettes du pressuriseur sont indisponibles.

- Régulation du niveau pressuriseur

En raison de la perte du RCV, la régulation du niveau pressuriseur est indisponible. Un débit de retour aux joints non compensé suite à la perte de l'injection aux joints des pompes primaires est pris en compte dans l'étude jusqu'à la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuites des joints des GMPP.

#### **4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde**

L'analyse a été réalisée en considérant les systèmes de protection suivants :

- Déclenchement de la Turbine (DT)

Le déclenchement de la turbine intervient immédiatement avec la PTAEE. Le débit vapeur vers la turbine s'annule immédiatement.

- Arrêt Automatique du Réacteur (AAR)

Suite à la perte d'alimentation des GMPP, l'AAR est activé sur « Basse vitesse GMPP » [ ]. Le temps de chute des grappes est pris en compte dans la courbe d'évolution de puissance.

- Ouverture des VDA

L'ouverture des VDA intervient sur « Haute pression GV » (MAX1p) [ ].

- Mise en service manuelle des pompes ASG

L'injection de l'ASG devient effective [ ] après le démarrage du diesel SBO. Le délai d'obtention du plein débit après le démarrage des pompes est de [ ] s [ ].

#### **4.1.6. Actions opérateur**

En cas de PTAEE associée à la défaillance des quatre diesels principaux (EDG) ou à la défaillance des 3 diesels principaux et à l'arrêt du dernier diesel principal en fonctionnement suite à l'échec de la mise en place des interconnexions entre la division alimentée par le diesel principal et sa division voisine, l'opérateur reçoit l'information de « perte de tous les tableaux 10 kV secourus » et est orienté vers la stratégie de « Perte totale LH » par le diagnostic automatique.

[ ]

#### **4.2. CODES ET MÉTHODES**

[ ]

### 4.3. RÉSULTATS

La séquence des événements est donnée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsc.2](#). Les évolutions des principaux paramètres de cet accident sont présentées dans les figures [FIG-19.1.3Fsc.1](#) à [FIG-19.1.3Fsc.7](#).

La phase initiale du scénario se caractérise par un AAR immédiat, une transition vers une circulation naturelle dans le circuit primaire et, grâce à l'inventaire en eau initial des GV, l'évacuation de la puissance résiduelle au secondaire via les VDA . Le débit de retour aux joints non compensé induit une légère diminution de l'inventaire en eau du circuit primaire jusqu'à la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuites des joints des GMPP à 10 minutes.

Les deux diesels SBO sont démarrés 30 minutes après le signal d'AAR. L'injection de l'ASG est effective  après le démarrage des diesels SBO.  L'ouverture des vannes du barillet ASG aval des pompes permet l'alimentation des quatre GV. Étant donnée une répartition non-symétrique des débits ASG dans les GV, les niveaux des GV 1 et 4 sont restaurés à leur valeur nominale vers approximativement 67 minutes, alors que l'augmentation de niveau dans les GV 2 et 3 est plus lente.

Les vannes d'isolement des VDA des GV 2 et 3 se ferment . Mais comme les VIV restent ouvertes lorsque les deux diesels SBO sont disponibles, le relâchement de la vapeur par les GV 2 et 3 reste possible via les VDA des GV 1 et 4.

Suite au refroidissement partiel , la température des branches froides et la pression primaire diminuent . Ces conditions permettent le respect à long terme des exigences sur la tenue des joints des pompes primaires et du profil de qualification du DEA. Toute perte de réfrigérant primaire peut donc être exclue.

### 5. CONCLUSION

La présente analyse de sûreté a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Une simulation  démontre qu'après un MDTG en état A, un état contrôlé (état final RRC-A) respectant les critères de sûreté mentionnés au [§ 2.2](#), est atteint.

Par conception, la chute de toutes les grappes est suffisante pour garantir la sous-criticité à long terme dans les conditions thermohydrauliques de fin de refroidissement manuel (voir sous-chapitre 4.5).

Aucun assèchement des GV n'est constaté et l'évacuation de la puissance résiduelle par les GV est assurée.

Aucune sollicitation des soupapes de sûreté, primaires ou secondaires, n'est observée au cours de l'accident. L'intégrité du circuit primaire est assurée après la mise en place du DEA et l'isolement des lignes de fuite des joints des GMPP, assurant ainsi l'absence de rejets radiologiques.

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce aux dispositions RRC-A dédiées au MDTG :

- Mise en place automatique du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt (DEA) des pompes primaires,
- 
- Démarrage , des trains ASG ,
- Refroidissement contrôlé par les VDA, depuis la SdC, afin de respecter le profil de qualification du DEA,
- Arrêt du dernier diesel principal en fonctionnement avant démarrage des deux diesels d'ultime secours en situation de PTAAE cumulée à la défaillance des 3 diesels principaux et suite à l'échec de la mise en place des interconnexions entre la division alimentée par le diesel principal et sa division voisine.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 8/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSC.1 CONDITIONS INITIALES**

□

## TAB-19.1.3FSC.2 CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS

ÉVÈNEMENT	TEMPS (s)
MDTG, arrêt des principaux consommateurs	0
Basse vitesse GMPP <span style="color: red;">□</span> menant à l'AAR	<span style="color: red;">□</span>
Baisse de puissance	2.8
Niveaux GV inférieurs à MIN1 <span style="color: red;">□</span>	7
Pression GV (bars) > <span style="color: red;">□</span> bar abs (dans les 4 GV)	7,3
Vannes d'isolement VDA ouvertes	10
Purges isolées dans les 4 GV	57
Niveaux GV inférieurs à <span style="color: red;">□</span> % GL	1745-1780
Démarrage des diesels SBO	
Démarrage des pompes des trains ASG 1 et 4	<span style="color: red;">□</span>
Ouverture des vannes du barillet ASG aval des pompes à partir de la salle de commande principale	
Début de l'injection ASG	1982
Décharge batteries : les vannes de contrôle du niveau GV et les vannes de contrôle des VDA des trains 2 et 3 ne peuvent plus être actionnées depuis la salle de commande. Les vannes d'isolement des VDA des trains 2 et 3 se ferment	<span style="color: red;">□</span>
Début du refroidissement partiel manuel à 50°C/h <span style="color: red;">□</span>	
<span style="color: red;">□</span>	
<span style="color: red;">□</span>	
<span style="color: red;">□</span>	<span style="color: red;">□</span>
<span style="color: red;">□</span>	
<span style="color: red;">□</span>	
Pressuriseur vide	<span style="color: red;">□</span>
Fin du refroidissement partiel manuel avec GV1 et GV4	<span style="color: red;">□</span>
Fin du calcul	12000
<span style="color: red;">□</span>	



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 10/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSC.3 PUISSANCE RÉSIDUELLE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 11/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSC.1 PUISSANCE CŒUR ET PUISSANCE ÉCHANGÉE**  
**AUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES**  
**PRIMAIRES**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 12/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSC.2 PRESSION SECONDAIRE – TEMPÉRATURES  
BRANCHES CHAUDES**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 13/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSC.3 TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES –  
PRESSION PRIMAIRE**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 14/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSC.4 NIVEAU PRESSURISEUR – INVENTAIRE EN EAU  
PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSC.5 DÉBITS MASSIQUES VDA – INTÉGRALE DES DÉBITS VDA**

**FIG-19.1.3FSC.6 NIVEAUX GV GL – DÉBITS ASG**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSC

PAGE 17/17

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSC.7 INTÉGRALE DES DÉBITS ASG – MARGE À LA SATURATION EN PRESSION**



## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSD PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE DES GV (ÉTAT A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET ÉVÈNEMENT INITIATEURS</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ANALYSE</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ANALYSE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>6</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES PRÉDOMINANTS</b>	<b>6</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>6</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. SYSTÈMES DE SÛRETÉ ET SYSTÈMES NON CLASSÉS SÛRETÉ</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. ACTIONS DE PROTECTION ET DE MITIGATION</b>	<b>7</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>7</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>8</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>8</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>9</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSD.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES.....</b>	<b>10</b>
<b>TAB-19.1.3FSD.2</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>11</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSD.1</b>	<b>DISTRIBUTION DE LA PUISSANCE AXIALE .....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.2</b>	<b>PUISSANCE DU COEUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBIT MASSIQUE PRIMAIRE .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.3</b>	<b>NIVEAU DU PLÉNUM SUPÉRIEUR ET NIVEAU DE GONFLEMENT DU COEUR – MASSE D’EAU DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.4</b>	<b>TEMPÉRATURE EN SORTIE COEUR – TEMPÉRATURE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN .....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.5</b>	<b>TEMPÉRATURE EN BRANCHE CHAUDE ET FROIDE – INJECTION RIS ET DÉCHARGE DES SOUPAPES PZR .....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.6</b>	<b>INTÉGRALE DES DÉBITS RIS INJECTÉS – INTÉGRALE DES DÉBITS REJETÉS PAR LA DÉCHARGE ET LES SOUPAPES PZR.....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.7</b>	<b>PRESSIION PRIMAIRE ET SECONDAIRE – NIVEAU PRESSURISEUR.....</b>	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.8</b>	<b>NIVEAU GV (GAMME LARGE ET ÉTROITE) – DÉBIT MASSIQUE VDA ET GCT .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.9</b>	<b>DÉBITS RCV ET FUITE AUX JOINTS ET PUISSANCE DES CHAUFERETTES .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSD.10</b>	<b><math>\Delta</math>TSAT .....</b>	<b>22</b>



## .19.1.3FSD PERTE TOTALE DE L'EAU ALIMENTAIRE DES GV (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET ÉVÈNEMENT INITIATEURS

La perte totale de l'eau alimentaire des GV (PTEA) est une défaillance de l'ARE combinée à l'indisponibilité de l'AAD et de l'ASG. Il s'agit d'un événement d'échauffement provoqué par l'assèchement des GV et l'incapacité du circuit secondaire à évacuer l'énergie produite dans le cœur. Cette situation peut conduire à un dénoyage du cœur et à un endommagement des gaines des crayons combustibles.

Après l'événement initiateur, le déséquilibre entre la puissance du réacteur et le débit d'eau alimentaire est détecté par une fonction RCSL dédiée qui demande la chute anticipée de toutes les grappes ainsi que le déclenchement de la turbine (DT).

Si le RCV est disponible, il régule le niveau du pressuriseur. Le RCV n'est pas modélisé dans la présente étude. En revanche, un débit de retour de joints non compensé suite à la perte de l'injection aux joints des pompes primaires  est pris en compte.

La pression primaire est régulée par l'aspersion et les chaufferettes du pressuriseur.

Du côté secondaire, la pression augmente après le déclenchement turbine jusqu'à la pression d'ouverture des 4 VDA une fois le seuil MAX1p atteint.

Le niveau d'eau dans les GV non alimentés en eau ARE ou ASG continue à diminuer jusqu'à atteindre le seuil de « très bas niveau GV » (MIN3p (GL)) dans 3 GV, ce qui entraîne l'arrêt automatique des GMPP.

Lorsque les GV sont asséchés, le transfert de chaleur du primaire vers le secondaire n'est plus suffisamment efficace. Il en résulte une augmentation de la température et de la pression primaires. L'ouverture répétée des soupapes du pressuriseur permet d'évacuer l'énergie du primaire vers l'enceinte mais réduit l'inventaire en eau du primaire.

Le refroidissement du circuit primaire est finalement effectué par l'opérateur via le « Gavé-Ouvert » consistant à démarrer l'injection de sécurité et ouvrir une ligne de décharge du pressuriseur.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ANALYSE

Le transitoire de PTEA est caractérisé par une réduction de la capacité d'évacuation de la puissance résiduelle du circuit secondaire et par l'échauffement du circuit primaire qui en résulte. La perte d'inventaire primaire via les soupapes du pressuriseur et les vannes de décharge du pressuriseur induit un risque de dénoyage du cœur et d'endommagement du gainage des crayons combustibles avant que la perte de réfrigérant primaire ne soit compensée par l'injection de sécurité.

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

Le transitoire est caractérisé par la perte totale de l'eau alimentaire qui entraîne une perte de la capacité d'évacuation de la puissance résiduelle par le secondaire.

- Phénomènes du côté primaire :

- L'échauffement du côté primaire provoque une augmentation de la température et de la pression primaires et la sollicitation périodique des soupapes du pressuriseur.
- Un dénoyage du cœur et une perte de la circulation naturelle peuvent se produire du fait de la réduction de l'inventaire en eau du primaire.

- L'inventaire en eau du primaire est restauré à l'aide de l'injection de sécurité (ISMP, ACCU et ISBP) après la mise en œuvre du «Gavé-Ouvert» par l'opérateur.
- Phénomènes du côté secondaire :
  - Augmentation de la pression secondaire due à la fermeture de la vanne d'admission de la turbine.
  - Ouverture des VDA pour limiter l'augmentation de la pression secondaire.
  - Vaporisation de l'inventaire en eau de tous les GV.
  - Transfert de chaleur dans des conditions de niveau d'eau bas dans les GV.
- Comportement du cœur vis-à-vis du transfert de chaleur entre les crayons combustibles et le réfrigérant :
  - Échauffement de la gaine du combustible dû au dénoyage du cœur.

## **2.2. CRITÈRES**

Cette analyse de sûreté doit démontrer qu'en cas de PTEA, « l'état final pour les analyses RRC-A » (voir section 19.1.0) peut être atteint, autrement dit :

- Le cœur est sous-critique.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les systèmes primaires ou secondaires.
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Afin de démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A (signal RCSL entraînant la chute automatique de toutes les grappes lors de la perte de l'eau alimentaire, activation manuelle du « gavé-ouvert »), les études RRC-A doivent garantir le respect des critères de découplage PCC-4 pour les APRP :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :
  - la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1200°C ;
  - l'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17% de l'épaisseur de gaine.
- La structure géométrique du cœur ne doit pas être détériorée, afin que le refroidissement du cœur puisse être convenablement assuré.
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1% de la quantité qui serait dégagée par l'oxydation complète des gaines.

En pratique, le respect de ces critères sera justifié en vérifiant que la température moyenne de la gaine des crayons reste limitée et que l'état final pour les analyses RRC-A, tel qu'il est défini ci-dessus, peut être atteint.

## **3. SCÉNARIO**

Ce paragraphe décrit les différentes étapes du scénario étudié. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont précisées au § 4.

- Lorsque le réacteur fonctionne en régime permanent à pleine puissance (état A, 100% PN), une défaillance de l'ARE se produit en combinaison avec l'indisponibilité de l'AAD et de l'ASG.

- La chute des grappes et le déclenchement turbine sont provoqués par le signal RCSL « Chute automatique de toutes les grappes sur perte de l'eau alimentaire principale » établi sur déséquilibre entre la puissance du réacteur et le débit d'eau alimentaire. Ce signal représente la première information significative pour l'opérateur.
- La pression primaire est régulée par l'aspersion normale du pressuriseur et par les chaufferettes si elles sont disponibles. Le RBS ne démarre pas car le seuil de démarrage sur « basse pression pressuriseur MIN4p » n'est pas atteint. Le RCV, qui régule le niveau pressuriseur à l'aide de la charge et de la décharge, n'est pas modélisé. Par contre, un débit de retour de joints non compensé suite à la perte de l'injection aux joints des pompes primaires [ ] est pris en compte dans l'étude.
- Toutes les VDA s'ouvrent lorsque la pression GV est supérieure au seuil MAX1p.
- La purge des GV est isolée sur Niveau GV < MIN1 [ ].
- L'arrêt automatique des GMPP est provoqué sur signal « Bas niveau GV » (MIN3p (GL)) dans 3 GV.
- Le diagnostic automatique oriente l'opérateur dans la procédure de conduite de « Gavé-Ouvert » lorsque le niveau est inférieur au seuil MIN3p (GL) pour tous les GV.
- Si tous les GV sont inutilisables, l'opérateur arrête manuellement depuis la salle de commande principale les chaufferettes du pressuriseur 30 minutes après le premier signal significatif (chute des grappes) et confirme l'arrêt des GMPP.
- La température et la pression primaires augmentent. Toutes les soupapes pressuriseur sont disponibles pour diminuer la pression du circuit primaire.
- Lorsque le premier critère d'activation du « Gavé-Ouvert » (température en sortie du cœur ou marge à la saturation en température) est atteint, l'opérateur démarre depuis la salle de commande toutes les pompes RIS et ouvre une des deux lignes de décharge du pressuriseur, au plus tôt 30 minutes après le lâché de grappes et la première information significative en salle de commande principale.
- La perte d'inventaire primaire par les vannes de décharge du pressuriseur provoque une diminution du niveau du circuit primaire. Si ce dernier décroît sous le seuil de « Bas des Branches Chaudes », l'opérateur est temporairement réorienté en séquence de « Restauration de l'Inventaire en Eau ». En cas de découverture partiel du cœur, la température de la gaine des crayons combustibles augmente.
- Tous les trains ISMP commencent à injecter dans le circuit primaire.
- Tous les accumulateurs commencent à injecter dans le circuit primaire lorsque la pression primaire devient inférieure à leur pression de tarage.
- L'arrêt manuel des trains ISMP est effectué en séquence par l'opérateur en fonction de la marge à la saturation et de la température en sortie du cœur.
- Les accumulateurs sont isolés manuellement à l'atteinte du seuil d'isolement en conditions dégradées.
- Tous les trains ISBP commencent alors à injecter dans le circuit primaire dès l'atteinte de leur pression d'injection.
- L'état final est atteint lorsque l'ISBP seul est capable de compenser la perte d'inventaire en eau primaire via la ligne de décharge du pressuriseur.

#### **4. ANALYSE DE L'ACCIDENT**

L'objectif de l'étude est de démontrer que les dispositions RRC-A « signal de chute automatique de toutes les grappes en cas de perte de l'eau alimentaire, et « action manuelle de Gavé-Ouvert » sont efficaces vis-à-vis du respect des critères de sûreté.

## **4.1. HYPOTHÈSES**

### **4.1.1. Paramètres prédominants**

Les paramètres affectant la réponse de la chaudière et la vérification des critères sont les suivants :

- Puissance initiale du cœur □,
- Puissance résiduelle □,
- Distribution axiale de puissance □,
- Débit □ et température □ d'ISMP et d'ISBP,
- Caractéristiques de décharge des ACCU □,
- Niveau initial des GV □,
- Pression pressuriseur initiale □.

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être utilisés à leurs valeurs nominales ou pénalisés avec incertitude.

### **4.1.2. État initial**

Les conditions de l'état initial sont listées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsd.1](#). Toutes les valeurs de pressions sont indiquées en « bar abs ».

### **4.1.3. Données neutroniques**

Les crayons combustible modélisés sont de type UO<sub>2</sub> enrichi à 4,2 % avec une gaine M5™, conformément au programme de gestion du combustible de l'EPR FA3. □

□

Les caractéristiques du crayon moyen (CM) sont les suivantes :

□

### **4.1.4. Systèmes de sûreté et systèmes non classés sûreté**

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont les suivantes :

- ISBP  
4 trains ISBP sur 4 sont disponibles. Le débit minimal □ est appliqué (voir section 19.1.1). La température d'injection est considérée constante □. Le délai nécessaire pour atteindre le plein débit est de □ pour les pompes ISBP et ISMP.
- ISMP  
4 trains ISMP sur 4 sont disponibles. Le débit minimal □ est appliqué (voir section 19.1.1). La température d'injection est considérée constante □. Cette valeur prend en compte l'augmentation de la température de l'eau de l'IRWST due à la perte du réfrigérant primaire via les soupapes pressuriseur et la ligne de décharge du pressuriseur, en cohérence avec les études PCC d'APRP PB/BI (voir section 15.2.3e1 et section 15.2.4f1).
- Accumulateurs  
4 ACCU sur 4 sont disponibles. Leurs caractéristiques correspondent à une décharge lente et à une capacité de refroidissement minimale
- Soupapes pressuriseur  
3 soupapes pressuriseur sur 3 sont disponibles avec les caractéristiques suivantes

□

- Ligne de décharge du pressuriseur  
1 des 2 lignes de décharge du pressuriseur est prise en compte. Une valeur de découplage  $\Delta$  est supposée pour le temps d'ouverture total de la ligne de décharge du pressuriseur. De façon pénalisante, aucune ouverture partielle n'est prise en compte durant ce délai. La capacité de décharge de vapeur de la ligne est de  $\Delta$ .
- RBS  
Deux trains RBS sur 2 sont disponibles. Le RBS n'injecte pas car la pression dans le pressuriseur reste trop élevée avant la mise en œuvre du gavé-ouvert pour atteindre le seuil de démarrage automatique du RBS. A l'entrée en gavé-ouvert, le démarrage du RBS est inhibé manuellement. Après la mise en œuvre du gavé-ouvert, le démarrage automatique du RBS sur basse pression pressuriseur est inhibé par la validation du permissif P12.
- Purge des GV  
Un débit de purge constant côté secondaire de 23 t/h (6,4 kg/s) par GV est prélevé. La purge est automatiquement isolée lorsque le niveau GV devient inférieur à MIN1 (20% GE). Un temps de fermeture de 60 s est considéré pour la vanne d'isolement de la purge.
- VDA  
4 trains VDA sur 4 sont disponibles. Leurs caractéristiques correspondent à une capacité réduite d'évacuation de la puissance

 $\Delta$ 

Concernant les systèmes de régulation :

- La régulation de la pression du primaire est le seul système non classé pris en compte dans l'analyse. Les chaufferettes du pressuriseur maximisent l'apport de puissance au primaire avec une puissance totale de  $\Delta$  kW. Elles sont arrêtées automatiquement lors de l'atteinte des seuils de « bas niveau pressuriseur »  $\Delta$  ou de « pression pressuriseur élevée »  $\Delta$ . Cette régulation est active jusqu'à l'arrêt manuel des chaufferettes au cours de la conduite de « Gavé-Ouvert ».
- La régulation de niveau pressuriseur par le RCV n'est pas modélisée dans cette étude. Seul un débit de retour de joints non compensé suite à la perte de l'injection aux joints des pompes primaires est pris en compte dans l'étude.

#### 4.1.5. Actions de protection et de mitigation

L'accident met en jeu les actions de protection et de limitation suivantes :

- Chute automatique de toutes les grappes lors de la perte de l'eau alimentaire  
La chute des grappes est provoquée par le signal « Chute automatique de toutes les grappes lors de la perte de l'eau alimentaire principale » émis par le RCSL qui compare la puissance du réacteur et le débit d'eau alimentaire. Le délai entre la perte totale de l'eau alimentaire et le signal de chute de grappes est de  $\Delta$  s. La chute des grappes commence  $\Delta$  s plus tard (délai maximal). Le temps de chute des grappes est pris en compte dans la loi de décroissance de la puissance résiduelle.
- Déclenchement de la turbine  
Le déclenchement de la turbine (DT) intervient  $\Delta$  s après le signal de chute de grappes.
- Arrêt des GMPP  
L'arrêt automatique des GMPP intervient sur signal de « bas niveau GV » (MIN3p)  $\Delta$  atteint dans 3 GV.  $\Delta$
- Réponse des VDA  
Le délai total entre l'atteinte du seuil et l'ouverture des VDA est de  $\Delta$ .

#### 4.1.6. Actions opérateur

L'opérateur est supposé intervenir 30 minutes après le premier signal significatif (chute des grappes) en salle de commande. Le diagnostic automatique dirige l'opérateur vers la procédure de conduite de « Gavé-Ouvert » lorsque tous les niveaux des GV sont inférieurs à MIN3p.

Lors de la phase d'attente, il doit :

- Confirmer l'AAR,
- Confirmer l'arrêt des GMPP,
- Arrêter les chaufferettes du pressuriseur.

Après atteinte d'un critère de « Gavé-Ouvert » ( $\Delta T_{sat} < \varepsilon$  ou  $Tric > \square^\circ C$ , et moins de 2 GV alimentés par l'ASG), les actions manuelles consistent à :

- Démarrer toutes les pompes RIS,
- Ouvrir une ligne de décharge du pressuriseur,
- Valider P12 dès que possible,
- Arrêter successivement les trains ISMP et valider P15 en fonction de  $\Delta T_{sat}$  et  $Tric$ ,
- Isoler manuellement les accumulateurs sur un critère de basse pression  $\square$ .

Dans la présente analyse de sûreté, le « Gavé-Ouvert » est déclenché lorsque  $Tric > \square$ .

Après la mise en œuvre du « Gavé-ouvert », si le niveau cuve est inférieur au seuil de « Bas des Branches Chaudes », l'opérateur est temporairement orienté en séquence de « Restauration de l'Inventaire en Eau ».

#### **4.2. CODES ET MÉTHODES**

Le calcul est effectué avec le code  $\square$  (voir Annexe 15A). La simulation couvre l'intégralité du transitoire thermohydraulique (calcul système jusqu'à l'état final RRC-A). L'intégralité des circuits primaire et secondaire est modélisée.

#### **4.3. RÉSULTATS**

La séquence des événements est fournie dans le tableau [TAB-19.1.3Fsd.2](#). Les figures [FIG-19.1.3Fsd.2](#) à [FIG-19.1.3Fsd.9](#) illustrent l'évolution des paramètres les plus représentatifs.

La perte de l'eau alimentaire des GV est détectée par une fonction dédiée au RCSL qui génère le signal « Chute automatique de toutes les grappes lors d'une perte de l'eau alimentaire » avec un délai de  $\square$  s. La chute des grappes commence  $\square$ s plus tard et le déclenchement turbine intervient  $\square$  s après le signal « Chute automatique de toutes les grappes lors d'une perte de l'eau alimentaire ». Le débit de retour de joints non compensé (4,8 t/h) induit une légère diminution de l'inventaire en eau du circuit primaire.

Du fait de l'évaporation et du défaut d'apport en eau alimentaire, le niveau des GV diminue (Signal d'isolement de la purge des GV atteint à  $\square$ ) et la pression augmente jusqu'à l'ouverture des VDA à  $\square$ . Au bout de  $\square$ , les GMPP sont arrêtés automatiquement sur signal de très bas niveau d'eau dans 3 GV.

Tous les GV sont simultanément déclarés inutilisables et le diagnostic automatique oriente l'opérateur vers une conduite en « Gavé-Ouvert ». Cela survenant plus de 30 min après la première information significative (chute des grappes) dans la salle de commande principale, l'opérateur arrête les chaufferettes du pressuriseur. Malgré cela, la température et la pression primaire continuent d'augmenter, entraînant plusieurs sollicitations de la première soupape pressuriseur.

Au bout de 3650 s, la température en sortie du cœur dépasse le critère de mise en œuvre du « Gavé-Ouvert ». L'opérateur démarre alors toutes les pompes RIS et ouvre une ligne de décharge du pressuriseur. La dépressurisation du primaire permet l'injection ISMP à 4581 s mais la perte d'inventaire primaire via la ligne de décharge du pressuriseur provoque un découvrement partiel du cœur  $\square$  et une augmentation de la température de gaine de crayons de combustible.

L'augmentation de la température de gaine se termine à 4782 s, lorsque l'injection RIS est capable de remplir et de refroidir le primaire. Le pic de température de gaine reste limité  $\square$ . A 5111 s, la pression

primaire est suffisamment basse pour permettre l'isolement manuel des accumulateurs et à 6710 s la marge à la saturation est suffisamment élevée pour arrêter manuellement le premier train ISMP. L'ISBP commence alors à injecter à 6751 s.

Au bout de 7126 s, la température en sortie du cœur devient inférieure à  $100^{\circ}\text{C}$  et les trains ISMP restants doivent être arrêtés. La marge à la saturation augmente de nouveau et la pompe ISBP 4 peut être basculée en mode RA. L'état final est atteint car l'ISBP seule est capable de compenser la perte d'inventaire primaire via la ligne de décharge du pressuriseur.

## **5. CONCLUSION**

La condition de Fonctionnement « Perte totale de l'alimentation en eau des générateurs de vapeur (état A) » est mitigée par les dispositions RRC-A suivantes :

- la chute automatique de toutes les grappes sur signal RCSL consécutif à la perte de l'eau alimentaire et déclenchement de la turbine,
- la mise en œuvre du « gavé-ouvert » (actions opérateur de démarrage des pompes RIS et d'ouverture de la ligne de décharge du pressuriseur).

La présente analyse démontre l'efficacité des dispositions RRC-A, étant donné le respect des critères de découplage PCC-4 pour les APRP et l'atteinte de l'état final RRC-A. La puissance résiduelle est évacuée par le rejet de réfrigérant primaire via la ligne de décharge du pressuriseur et la perte d'inventaire primaire est compensée par l'injection de sécurité. L'ISBP compense la perte de l'inventaire en eau du primaire. La sous-criticité est assurée par la chute de toutes les grappes et l'injection d'eau borée par le RIS.



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 10/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSD.1 CONDITIONS INITIALES**

□



## **TAB-19.1.3FSD.2 CHRONOLOGIE DES ÉVÉNEMENTS**

<b>ÉVÉNEMENT</b>	<b>TEMPS (s)</b>
Perte de l'eau alimentaire	0
Signal RCSL pour la chute automatique de toutes les grappes lors de la perte d'eau alimentaire et du signal de DT	□
Début de l'insertion des grappes	□
Fermeture des vannes d'admission de la turbine	□
Niveau GV < □ GE (signal d'AAR du PS, isolement de la purge GV)	□
Ouverture des VDA sur signal « Haute pression des GV » > MAX1p □	□
Niveau des GV < □ gamme large (signal d'activation de l'ASG)	□
Niveau des 3 GV < MIN3p □ => arrêt des GMPP	□
Début de l'action opérateur : (tous les niveaux GV < MIN3p) Arrêt manuel des chaufferettes PZR	□
Première ouverture des soupapes PZR-1 □	2737
Critère « Gavé-Ouvert » présent □ Démarrage manuel des pompes RIS et ouverture manuelle d'une ligne de décharge du pressuriseur	3650
Dernière ouverture des soupapes PZR-1 □	3745
1 ligne de décharge du pressuriseur ouverte	3790
Pression PZR < □ bar => validation de P12	4050
Début de l'ISMP □	4581
Niveau de gonflement du cœur min. □ atteint	4731
Température de gaine de crayon moyen max. □ atteint	4782
Début de l'injection ACCU □	4919
Isolement manuel des ACCU □	5111
Arrêt manuel du train ISMP 1 et validation de P15 □	6710
Début de l'injection ISBP □	6751



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 12/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

Arrêt manuel des trains ISMP 2+3+4 □

7126

Fin du calcul

7426



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 13/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSD.1 DISTRIBUTION DE LA PUISSANCE AXIALE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 14/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSD.2 PUISSANCE DU COEUR ET DES GÉNÉRATEURS  
DE VAPEUR – DÉBIT MASSIQUE PRIMAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSD.3 NIVEAU DU PLÉNUM SUPÉRIEUR ET NIVEAU DE GONFLEMENT DU COEUR – MASSE D’EAU DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSD.4 TEMPÉRATURE EN SORTIE COEUR –  
TEMPÉRATURE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN**



**FIG-19.1.3FSD.5 TEMPÉRATURE EN BRANCHE CHAUDE ET FROIDE – INJECTION RIS ET DÉCHARGE DES SOUPAPES PZR**

**FIG-19.1.3FSD.6 INTÉGRALE DES DÉBITS RIS INJECTÉS –  
INTÉGRALE DES DÉBITS REJETÉS PAR LA DÉCHARGE ET LES  
SOUPAPES PZR**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 19/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSD.7 PRESSION PRIMAIRE ET SECONDAIRE – NIVEAU PRESSURISEUR**

□

**FIG-19.1.3FSD.8 NIVEAU GV (GAMME LARGE ET ÉTROITE) –**  
**DÉBIT MASSIQUE VDA ET GCT**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 21/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSD.9 DÉBITS RCV ET FUITE AUX JOINTS ET  
PUISSANCE DES CHAUFERETTES**





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSD

PAGE 22/22


CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSD.10 ΔTSAT**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSE.1 PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ETUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET         DE SAUVEGARDE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.1.6. ACTIONS DE  . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSE.1.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSE.1.2</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS.....</b>	<b>12</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSE.1.1</b>	<b>DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.2</b>	<b>PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR, PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.3</b>	<b>DÉBITS BRÈCHE ET IS, NIVEAU D'EAU DANS LA CUVE .....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.4</b>	<b>TAUX DE VIDE À L'ENTRÉE ET À LA SORTIE DU CŒUR.....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.5</b>	<b>TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES .....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.6</b>	<b>TEMPÉRATURES EN SORTIE DU CŒUR – TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ.....</b>	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.7</b>	<b>MASSE PRIMAIRE ET MASSE SECONDAIRE – DÉBITS VDA .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.8</b>	<b>DÉBITS DES ACCU – DÉBITS ISBP .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.9</b>	<b>NIVEAU PRESSURISEUR – MASSE LIQUIDE PRESSURISEUR .....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.10</b>	<b>TAUX DE VIDE BRÈCHE – NIVEAUX GV .....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.1.11</b>	<b>MARGE DE TEMPÉRATURE À LA SATURATION – DÉBITS ASG .....</b>	<b>24</b>

## .19.1.3FSE.1 PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS

Une perte totale de la chaîne de refroidissement est un accident d'échauffement résultant de la perte totale du circuit d'eau de refroidissement des composants (RRI) et/ou de l'eau brute secourue (SEC), qui conduit à l'indisponibilité des systèmes suivants :

- RCV,
- refroidissement des barrières thermiques des GMPP,
- injection aux joints des GMPP,
- refroidissement des quatre pompes ISMP,
- refroidissement des pompes ISBP des trains 2 et 3.

Le bon fonctionnement de deux trains ISBP des divisions 1 et 4 est assuré, même en cas de perte de la chaîne de refroidissement standard (RRI/SEC), car le refroidissement de ces deux trains est diversifié par le circuit d'eau glacée de secours (DEL) reposant sur des groupes frigorifiques à refroidissement par air. Le basculement du refroidissement des pompes ISBP correspondantes vers le DEL s'effectue automatiquement.

Du côté secondaire, l'ASG et les VDA ne sont pas directement affectés par la perte totale de la chaîne de refroidissement et l'évacuation de la puissance résiduelle du cœur est assurée par la convection naturelle dans toutes les boucles, possible tant que l'inventaire du circuit primaire est suffisamment élevé pour maintenir un débit primaire. Par découplage, la déconnexion des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3 est postulée à 2h. Cette déconnexion est réalisée pour éviter l'apparition de signaux intempestifs après échauffement des équipements (venant de la perte des trains DEL 2 & 3 et du DER (Production d'eau glacée du bâtiment réacteur), qui dégrade la fonction ventilation par perte de son refroidissement). Les pompes ASG et les trains VDA des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3 sont alors indisponibles. L'ouverture  du barillet ASG depuis la salle de commande permet aux 4 GV d'être alimentés par l'eau alimentaire provenant des deux ASG encore disponibles.

L'étanchéité du circuit primaire est garantie par la mise en place du dispositif d'étanchéité à l'arrêt des pompes primaires (DEA) et par l'isolement des lignes de fuite des joints. Une défaillance du DEA est postulée dans l'initiateur. De ce fait, une perte de réfrigérant primaire peut se produire et est considérée dans l'étude de cette séquence dès l'événement initiateur.

Une fois le refroidissement partiel terminé, un refroidissement  initié par l'opérateur est nécessaire pour atteindre une pression primaire suffisamment basse et permettre aux systèmes d'injection de sécurité (quatre accumulateurs et deux pompes ISBP) d'injecter pour compenser la perte de réfrigérant primaire et ainsi éviter tout endommagement du cœur. Cette action est supposée être effectuée 30 minutes après le premier signal significatif transmis à l'opérateur.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ETUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES DOMINANTS

Dans ce scénario de perte totale de la chaîne de refroidissement avec défaillance du DEA, l'indisponibilité de l'injection aux joints d'étanchéité des GMPP et du refroidissement de la barrière thermique conduit à considérer une brèche aux joints des GMPP sur chacune des pompes et correspond alors à un scénario de perte de réfrigérant primaire.

La brèche provoque la perte d'une partie du réfrigérant primaire dans l'enceinte, ce qui induit une diminution de l'inventaire en eau du primaire, et une baisse de la pression primaire.

Du fait de la perte totale des pompes ISMP, la perte de réfrigérant primaire ne peut pas être compensée à court terme. L'accident peut alors conduire à un découvrement et un échauffement du cœur, avec un risque potentiel d'endommagement de la gaine du combustible.

Du côté secondaire, la vapeur produite par les GV est évacuée par les VDA. Un assèchement complet des GV n'est pas attendu, du fait de la disponibilité de l'ASG.

Une fois le refroidissement manuel terminé, le rétablissement de l'inventaire en eau du RCP est possible par l'injection des accumulateurs et des deux trains ISBP disponibles.

## **2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2). Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP sont à vérifier :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :
  - La température de la gaine doit rester inférieure à 1200 °C.
  - L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17 % de l'épaisseur de gaine.
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1% de la quantité qui serait générée si la totalité du zirconium des gaines en regard de la hauteur active s'était oxydée.

En pratique, pour cet accident, le respect des critères associés aux dommages limités sur les assemblages et à la génération maximale d'hydrogène est vérifié par l'absence de découvrement du cœur.

## **3. SCÉNARIO**

Ce paragraphe décrit les différentes étapes du scénario étudié. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont précisées au [§ 4.](#)

- Alors que le réacteur fonctionne à pleine puissance en fonctionnement normal (état A, 100%PN), une perte totale de la chaîne de refroidissement avec défaillance du DEA se produit et entraîne un AAR sur signal du PS « Basse vitesse des GMPP », dû à l'arrêt des GMPP suite à la perte de l'injection aux joints d'étanchéité des GMPP et du refroidissement de la barrière thermique. Une brèche aux joints des pompes primaires se produit, ce qui entraîne une chute de pression suivie d'une baisse de niveau dans le pressuriseur.
- Premier signal significatif transmis à l'opérateur : l'Arrêt Automatique du Réacteur (AAR) est émis sur un signal de « Basse vitesse des GMPP ». Il est immédiatement suivi d'un Déclenchement Turbine (DT).



- Du côté primaire, l'augmentation de pression et de température conduit à une brèche aux joints des GMPP et, par conséquent, à une perte de l'intégrité du circuit primaire, qui provoque une chute de la pression primaire jusqu'à MIN3p. Le signal IS est atteint sur « Basse Pression Pressuriseur MIN3p », conduisant à un démarrage automatique de l'injection de sécurité et du refroidissement partiel [ ]. Tous les trains ISMP et ISBP sont démarrés. Toutefois, les trains ISMP et les trains 2 et 3 de l'ISBP sont rapidement indisponibles du fait de la perte de leur refroidissement, provoquée par l'événement initiateur. Les trains ISBP 1 et 4, qui sont refroidis par le DEL, restent disponibles.
- Du côté secondaire, le signal d'AAR conduit au déclenchement turbine. Ceci entraîne une augmentation de la pression dans les GV, et provoque l'ouverture des VDA, lorsque la pression secondaire dépasse leur pression d'ouverture (le GCT n'est pas pris en compte).
- Le refroidissement partiel du côté secondaire via les VDA est démarré [ ].
- Le démarrage de l'ASG sur « Bas niveau GV MIN2p (GL) » (4 pompes ASG) assure l'alimentation en eau des 4 GV.
- Le seuil MIN1p d'isolement des VIV sur basse pression GV est inhibé après activation du permissif P12 par l'opérateur, une fois le refroidissement partiel terminé.
- 30 minutes après réception du premier signal significatif (signal d'AAR), l'opérateur démarre un refroidissement [ ] via les VDA à un gradient de -50 °C/h.
- Les 4 accumulateurs déchargent dans le circuit primaire lorsque la pression primaire devient inférieure à leur pression de tarage.
- Par découplage, il est postulé que 2h après le premier signal significatif en SDC, l'opérateur procède à la déconnexion des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3, pour éviter l'apparition de signaux intempestifs dus à l'échauffement dans [ ] (venant de la perte des trains DEL 2 & 3 et du DER, qui dégrade la fonction ventilation par perte de son refroidissement). Les pompes ASG et les trains VDA des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3 deviennent alors indisponibles. L'ouverture [ ] du barillet ASG depuis la salle de commande permet aux 4 GV d'être alimentés par l'eau alimentaire provenant des deux pompes ASG encore disponibles.
- [ ] isolement [ ] des accumulateurs au seuil de pression spécifique pour éviter tout risque de décharge d'azote dans le circuit primaire.
- Lorsque la pression du circuit primaire atteint la pression de refoulement des pompes ISBP, les trains ISBP des divisions 1 et 4 commencent à injecter. Après basculement, ces deux pompes sont refroidies par le circuit d'eau glacée de secours (DEL) reposant sur des groupes frigorifiques à refroidissement par air. Les 2 ISBP restent en service jusqu'à la récupération d'un train RRI.
- démarrage [ ] de l'EVU en mode aspersion,
- atteinte de l'état final RRC-A.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

L'analyse est réalisée pour une brèche verticale d'une taille de 10,0 cm<sup>2</sup> (valeur enveloppe équivalente à une fuite de 2,5 cm<sup>2</sup> par GMPP) située en bas de la boucle 4 entre le piquage IS et l'entrée cuve.

Les paramètres dominants influençant la réponse du système et la vérification des critères présentés au § 2.2. sont listés ci-dessous :

- la pression initiale du pressuriseur (maximisée afin de retarder l'arrêt automatique du réacteur et l'apparition du signal IS),
- le seuil de pression pressuriseur pour MIN3p (minimisé pour retarder l'apparition du signal IS et le refroidissement partiel),
- la puissance initiale du cœur (maximisée),

- la distribution axiale de puissance [],
- la courbe de puissance résiduelle (maximisée),
- les caractéristiques de décharge des accumulateurs (pénalisées pour retarder puis limiter l'injection),
- le débit ISBP (minimisé) et la température de l'IRWST (maximisée).

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, les paramètres non dominants peuvent être pris à leur valeur nominale ou pénalisée en intégrant leur incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions de l'état initial sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fse.1.1](#).

#### 4.1.3. Données neutroniques

Les crayons combustible modélisés sont des crayons UO<sub>2</sub> enrichi [] conformément au programme de gestion du combustible de l'EPR FA3. Seul un crayon de combustible moyen (CM) du cœur est modélisé.

La pression interne du crayon moyen correspond à un épuisement moyen des crayons du cœur. L'épaisseur d'oxyde initiale de la gaine de ces crayons est considérée nulle.

Le profil axial de puissance du cœur moyen est piqué en haut du cœur et les caractéristiques du cœur moyen sont les suivantes :

- facteur d'élévation d'enthalpie [],
- puissance linéique moyenne à 100 % de la puissance nominale (PN) [],
- facteur de puissance linéique au point chaud [],
- axial offset[].

La courbe de puissance résiduelle est établie [] avec N grappes et sans séisme (voir sous-chapitre 19.1). Le profil de puissance axiale du crayon moyen est présenté sur la figure [FIG-19.1.3Fse.1.1](#).

#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont énumérées ci-dessous :

- ISMP  
Les pompes ISMP ne sont pas modélisées car elles sont rapidement indisponibles du fait de la perte du refroidissement provoquée par la perte totale de la chaîne de refroidissement.
- ISBP  
Seuls les deux trains ISBP des divisions 1 et 4 sont disponibles (du fait du basculement automatique de leur refroidissement sur le DEL). Une valeur conservative [], qui couvre l'augmentation de température de l'eau de l'IRWST, est prise en compte pour la température d'injection ISBP.  
La courbe de débit ISBP minimal [], issue de la section 19.1.1 est prise en compte.
- accumulateurs  
Les quatre accumulateurs sont disponibles. Leurs caractéristiques correspondent à une décharge lente et à une capacité de refroidissement minimale :
  - pression initiale [],
  - température d'injection [],
  - perte de charge de la ligne d'alimentation [],
  - Le coefficient de détente gazeuse [],

- volume d'eau initial [ ] .

- VDA

Pendant les deux premières heures de l'accident, les quatre VDA sont disponibles. Les VDA limitent l'augmentation de pression dans les lignes vapeur principales [ ]. En outre, ils permettent le refroidissement du circuit primaire par dépressurisation du circuit secondaire. Le seuil de pression pour la fin du refroidissement partiel est de [ ] bar abs [ ]. Une capacité de décharge de vapeur saturée [ ] par train est considérée.

Par découplage, il est postulé que les divisions 2 et 3 sont déconnectées par l'opérateur au bout de 2 h, ce qui conduit à la fermeture des VDA 2 et 3.

La vapeur produite par les GV 2 et 3 est évacuée via les VIV ouvertes vers le barillet vapeur puis vers les VDA des GV 1 et 4.

- ASG

Pendant les deux premières heures de l'accident, les quatre trains ASG sont disponibles. L'ASG alimente les 4 GV. Un volume d'eau minimal [ ] est disponible, selon les STE. Le débit d'injection minimal par train [ ] est considéré. La température d'injection est prise maximale [ ].

Par découplage, il est postulé que les divisions 2 et 3 sont déconnectées par l'opérateur au bout de 2 h, ce qui conduit à l'arrêt des pompes ASG 2 et 3. Une fois les divisions 2 et 3 déconnectées, la régulation automatique du niveau des GV 2 et 3 par l'ASG n'est plus disponible et les vannes de régulation restent dans leur position à cet instant.

Le niveau des GV 1 et 4 est régulé par le contrôle de l'ASG à 77%GL.

L'ouverture [ ] du barillet ASG permet une distribution du débit de l'injection ASG vers les 4 GV (deux trains ASG alimentent 4 GV) (cf. sous-chapitre 15.1).

- RBS

Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température d'injection [ ],
- débit d'injection [ ],
- concentration en bore [ ].

Cependant, de manière conservatrice, les deux trains RBS ne sont pas modélisés dans le calcul afin de pénaliser l'évolution de l'inventaire en eau du circuit primaire.

- Système de purge des GV (APG)

Un débit de purge constant [ ] par GV est déchargé. La purge est isolée automatiquement lorsque le niveau des GV devient inférieur à MIN1 [ ]. Un temps de fermeture [ ] pour la vanne d'isolement APG est pris en compte.

- ARE

Une température ARE [ ] est prise en compte jusqu'à l'AAR. L'alimentation normale des générateurs de vapeur est supposée être entièrement isolée par l'AAR. Aucun délai n'est pris en compte pour cette action.

- GCT

Le GCT n'est pas pris en compte dans l'étude.

Les systèmes de régulation considérés sont les suivants :

- Système de régulation de pression du PZR

L'aspersion du pressuriseur n'est pas prise en compte dans l'étude.

Les chaufferettes du pressuriseur régulent la pression primaire [ ], jusqu'à leur isolement sur signal de « bas niveau PZR » [ ].

- ASG

Le niveau des GV est régulé automatiquement par le contrôle de l'ASG à 77%GL. La régulation automatique du niveau GV par l'ASG est activée en cas de franchissement du seuil « Bas niveau GV < MIN2p GL » (40%GL) au système de protection ou « Bas niveau GV < MIN4 GL » (40%GL – seuil diversifié). Pour les GV 2 et 3, le contrôle automatique est interrompu par la déconnexion des divisions 2 et 3. Les vannes de contrôle ASG restent en position jusqu'à ce que le niveau GV soit contrôlé [ ].

#### 4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

L'analyse a été réalisée en considérant les actions de protection et de mitigation suivantes :

- arrêt des GMPP  
Les pompes primaires sont arrêtées par une fonction spécifique, sur « Température des barrières thermiques élevée » et « faible débit d'injection aux joints » (signaux classés F1B). L'arrêt des GMPP détermine le début du scénario.
- arrêt automatique du réacteur et déclenchement turbine  
La perte des GMPP déclenche l'AAR sur « Basse vitesse GMPP » [1].  
Le temps de chute des grappes (sans séisme) est pris en compte dans la courbe d'évolution de puissance.  
La fermeture des vannes d'admission turbine a lieu [1] après le signal d'AAR.
- ouverture des VDA  
L'ouverture des VDA se produit lorsque la pression secondaire dépasse leur pression d'ouverture [1].
- démarrage de l'ASG  
L'ASG est mis en service automatiquement sur signal de « bas niveau GV (MIN2p) » [1]. Un démarrage [1] à partir de la salle de commande principale peut être anticipé par les opérateurs à l'apparition du signal « Niveau GV < [1] %GE ». Ensuite, les niveaux GV sont régulés à [1].
- signal IS et déclenchement du refroidissement partiel  
Le signal IS et le refroidissement partiel automatique du côté secondaire via les VDA [1] sont activés automatiquement sur « Basse Pression Pressuriseur < MIN3p » [1]. Le refroidissement partiel automatique est arrêté lorsque la pression GV atteint [1] bar abs.
- refroidissement ISBP  
Un basculement automatique de la chaîne de refroidissement indépendante, diversifiée sur le DEL pour le refroidissement ISBP (trains 1 et 4) est pris en compte.

#### 4.1.6. Actions de [1]

L'opérateur n'intervient que 30 minutes après l'AAR. A ce moment- là, le circuit primaire n'est pas surchauffé ( $\Delta T_{sat} > -\varepsilon$ ). Un refroidissement rapide n'est pas nécessaire car le niveau d'eau dans la cuve est supérieur au niveau bas des branches chaudes « BBC » (voir figure [FIG-19.1.3Fse.1.3](#)). Le diagnostic automatique conduit donc à la stratégie "Passage en Arrêt à Froid avec Injection de Sécurité" (PAF avec IS). Les ISMP étant indisponibles, l'opérateur procède au « passage à l'arrêt à froid - arrêt RIS-RA en mode IS ».

A ce moment-là, le refroidissement partiel est terminé, les conditions de validation de P12 sont atteintes (pression au pressuriseur  $\leq 130$  bars abs) et le permissif P12 doit être validé par l'opérateur, ce qui évite l'isolement des VDA lorsque la pression des générateurs de vapeur descend [1], et la fermeture des VIV lorsque la pression des générateurs de vapeur décroît [1].

Après le module « configuration borication » (non modélisé car le RBS n'est pas pris en compte pour l'analyse et le RCV n'est pas disponible), l'opérateur passe au module « contrôle température primaire ». La température à la sortie du cœur est comprise entre [1]. Si la température à la sortie du cœur est supérieure à 135°C, en se basant sur le critère  $\Delta T_{sat} < \varepsilon$ , [1] via les VDA à -50 °C/h afin de réduire la pression primaire à une valeur inférieure à la pression de refoulement des moyens d'injection (ACCU et deux ISBP).

Par découplage, il est postulé que les divisions électriques et contrôle commande 2 et 3 sont déconnectées [1].

Avant déconnexion des divisions 2 et 3, l'opérateur ouvre le barillet ASG, permettant ainsi l'alimentation des 4 GV par deux pompes ASG lorsque la déconnexion des divisions 2 et 3 rend l'ASG et les VDA 2 et 3 indisponibles. Le niveau des GV 2 et 3 est contrôlé manuellement en local pour atteindre puis stabiliser le niveau GV à 77%GL. Les VIV restent ouvertes.

En fonction de la pression primaire, les accumulateurs sont disponibles ou isolés par l'opérateur [1].

Pour cette séquence, les dispositions RRC-A consistent à basculer automatiquement le refroidissement des moteurs des pompes ISBP 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié DEL, et à démarrer un refroidissement contrôlé par les VDA.

Nota : le critère de démarrage de l'EVU et son délai de mise en service sont vérifiés dans les études MEL, P&T (voir paragraphe 3 de la section 6.2.1).

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

□

#### **4.3. RÉSULTATS**

Dans la modélisation de l'accident, la brèche est située sur la boucle 4 et le pressuriseur est sur la boucle 3.

La séquence des événements est indiquée au tableau [TAB-19.1.3Fse.1.2](#).

Les évolutions des principaux paramètres de l'accident sont présentées sur les figures [FIG-19.1.3Fse.1.2](#) à [FIG-19.1.3Fse.1.11](#).

Le signal d'AAR est atteint sur « basse vitesse des GMPP » et la réduction de puissance débute immédiatement conformément à la courbe de puissance résiduelle après AAR. Sur signal d'AAR, le DT est déclenché □.

La perte de réfrigérant conduit à une chute de pression du côté primaire.

Le refroidissement partiel □ commence à 550 s, sur signal IS sur « basse pression pressuriseur < MIN3p ». La diminution de pression au secondaire liée au refroidissement partiel permet une diminution de pression au primaire. Par conséquent, le débit brèche et la perte de réfrigérant primaire diminuent. Une fois le refroidissement partiel terminé, la pression secondaire se stabilise □ et la pression primaire n'est pas encore suffisamment basse pour permettre l'injection des ACCU et des ISBP.

L'ASG est successivement mis en service dans chaque GV sur signal « Bas niveau GV □ ». L'ASG alimente les 4 GV à 1064 s.

Les quatre niveaux GV augmentent puis sont régulés □ par la régulation ASG.

Le refroidissement □ à -50 °C/h via le VDA est lancé 30 minutes après l'apparition du signal d'AAR □ ce qui conduit à une dépressurisation supplémentaire du côté primaire. Le délai de 30 minutes est pris en compte dans l'analyse, même si les critères  $\Delta T_{sat} < \varepsilon$  et  $TRIC > 135$  °C pour l'activation du refroidissement □ sont atteints avant 30 minutes.

Peu de temps après le démarrage du refroidissement □, les quatre accumulateurs commencent à injecter □ et le cœur est alimenté par de l'eau fortement borée.

A 7202 s, avant de déconnecter les divisions 2 et 3, l'opérateur ouvre le barillet ASG pour permettre l'alimentation des GV 2 et 3 par les pompes ASG 1 et 4. L'opérateur déconnecte ensuite les divisions 2 et 3, ce qui conduit à l'arrêt des pompes ASG 2 et 3 et à la fermeture des VDA 2 et 3. Le niveau des GV 2 et 3 est contrôlé □ pour atteindre puis stabiliser le niveau GV à 77%GL.

Le refroidissement continue avec les pompes ASG et les VDA des divisions 1 et 4.

L'injection des deux trains ISBP arrête la production de vapeur dans le cœur ; la dégradation de l'inventaire en eau du primaire est stoppée et la masse primaire minimale atteinte est de □ (voir figure [FIG-19.1.3Fse.1.7](#)). Le cœur reste couvert et la température de gaine du crayon moyen suit globalement l'évolution décroissante de la température du liquide dans le cœur. Par conséquent, les

critères techniques d'acceptation relatifs à l'endommagement des assemblages combustibles, et à la génération maximale d'hydrogène sont respectés. Ainsi, les rejets radiologiques restent tolérables.

La sous-criticité est assurée par l'injection d'eau borée par les ACCUS et l'ISBP. Par ailleurs le RBS, non valorisé dans le cadre de cette étude pour pénaliser l'inventaire en eau du primaire, est disponible et est utilisé normalement pendant le refroidissement, ce qui garantit une sous-criticité avec des marges élevées.

L'état final est un état d'équilibre où la brèche est compensée par l'ISBP et où l'évacuation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par le secondaire.

Les critères techniques d'acceptation relatifs à la cristallisation du bore et à la dilution inhérente sont vérifiés dans la section 15.2.3e1 pour les études APRP Long Terme. Ces études couvrent l'accident de perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires étant données les hypothèses plus pénalisantes considérées dans la section 15.2.3e1 (puissance résiduelle plus élevée, prise en compte de l'aggravant et de la maintenance préventive).

L'ensemble des critères techniques d'acceptation PCC-4 présentés dans le [§ 2.2.](#) est donc respecté.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre qu'après une perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires, « l'état final RRC-A » est atteint et les critères techniques d'acceptation du [§ 2.2.](#) sont vérifiés, en particulier :

- La sous-criticité du cœur est assurée par l'injection des ACCUS, de l'ISBP et du RBS ❑.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non découverture du cœur.

Le respect des critères techniques d'acceptation est assuré par la mise en place des dispositions RRC-A suivantes :

- dépressurisation ❑ du RCP par refroidissement du côté secondaire, pour que la pression primaire descende suffisamment en-dessous de la pression de refoulement des systèmes IS disponibles (quatre accumulateurs et deux trains ISBP),
- basculement automatique du refroidissement des moteurs des pompes ISBP 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié DEL, permettant que ces deux pompes ne puissent pas être défaillantes en cas de perte totale de la chaîne de refroidissement et soient disponibles pour la compensation du débit de brèche à long terme.



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 11/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSE.1.1 CONDITIONS INITIALES**

□

## **TAB-19.1.3FSE.1.2 SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

<b>EVENEMENT</b>	<b>TEMPS (s)</b>
Perte totale de la chaîne de refroidissement, brèche de tous les joints GMPP	0
Basse vitesse GMPP <span style="color: red;">□</span>	1,9
Signal d'AAR	<span style="color: red;">□</span>
Début de la chute des grappes	<span style="color: red;">□</span>
Déclenchement turbine	<span style="color: red;">□</span>
Signal d'isolement de la purge des GV	17
Température primaire inférieure à la température de saturation Taux de vide dans le cœur	265
Fin du ralentissement de tous les GMPP	320
Signal IS sur "Basse Pression Pressuriseur < MIN3p" <span style="color: red;">□</span> et démarrage du refroidissement partiel	551
Fin du refroidissement partiel	1021
ASG activé automatiquement dans tous les GV	1064
Début des actions opérateur. Lancement du refroidissement <span style="color: red;">□</span> à -50 °C/h	<span style="color: red;">□</span>
Début de l'injection des accumulateurs <span style="color: red;">□</span>	3503
Isolement des accumulateurs <span style="color: red;">□</span>	5758
Les ISBP des divisions 1 et 4 commencent à injecter <span style="color: red;">□</span>	6676
Arrêt des pompes ASG 2 et 3 et fermeture des VDA 2 et 3 ; ouverture <span style="color: red;">□</span> du barillet ASG	7202
Température en sortie cœur < <span style="color: red;">□</span> °C	9252





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 13/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

EVENEMENT	TEMPS (s)
Fin du refroidissement avec les GV 1 et 4	12003
Fin du calcul Puissance résiduelle : 42,1 MW  □  □  □  □  □	15000



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 14/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.1 DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE**

□

**FIG-19.1.3FSE.1.2 PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS  
DE VAPEUR, PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

**FIG-19.1.3FSE.1.3 DÉBITS BRÈCHE ET IS, NIVEAU D'EAU DANS LA  
CUVE**



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 17/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.4 TAUX DE VIDE À L'ENTRÉE ET À LA SORTIE DU CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 18/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.5 TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET  
BRANCHES FROIDES**

□

**FIG-19.1.3FSE.1.6 TEMPÉRATURES EN SORTIE DU CŒUR –  
TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 20/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.7 MASSE PRIMAIRE ET MASSE SECONDAIRE –  
DÉBITS VDA**

□



**FIG-19.1.3FSE.1.8 DÉBITS DES ACCU – DÉBITS ISBP**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 22/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.9 NIVEAU PRESSURISEUR – MASSE LIQUIDE**  
**PRESSURISEUR**





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 23/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.10 TAUX DE VIDE BRÈCHE – NIVEAUX GV**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.1

PAGE 24/24

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.1.11 MARGE DE TEMPÉRATURE À LA SATURATION**  
**- DÉBITS ASG**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSE.2 MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITERES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES DOMINANTS</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ANALYSE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>6</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION DE SAUVEGARDE</b>	<b>8</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>8</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>9</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSE.2.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSE.2.2</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS.....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSE.2.1</b>	<b>DISTRIBUTION DE LA PUISSANCE AXIALE.....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.2</b>	<b>PUISSANCE DU CŒUR ET PUISSANCE ECHANGÉE AUX GV, PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE.....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.3</b>	<b>DÉBITS DE FUITE ET IS – NIVEAUX D'EAU DANS LA CUVE .....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.4</b>	<b>TAUX DE VIDE A L'ENTRÉE ET À LA SORTIE DU CŒUR.....</b>	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.5</b>	<b>TEMPÉRATURES BRANCHE CHAUDE ET BRANCHE FROIDE .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.6</b>	<b>TEMPÉRATURES À LA SORTIE DU CŒUR – TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.7</b>	<b>MASSES PRIMAIRE ET SECONDAIRE – DÉBITS VDA .....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.8</b>	<b>DÉBITS DES ACCUMULATEURS – DÉBITS ISBP.....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.9</b>	<b>NIVEAU PRESSURISEUR – MASSE DU LIQUIDE DANS LE PRESSURISEUR (ZOOM) .....</b>	<b>24</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.10</b>	<b>TAUX DE VIDE A LA BRÈCHE – INVENTAIRE EN EAU DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR.....</b>	<b>25</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.11</b>	<b>DÉBITS PRIMAIRES – MARGE DE TEMPÉRATURE À LA SATURATION.....</b>	<b>26</b>
<b>FIG-19.1.3FSE.2.12</b>	<b>NIVEAUX GL DANS LES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES ASG .....</b>	<b>27</b>

## .19.1.3FSE.2 MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENTS INITIATEURS

La perte totale des alimentations électriques externes (PTAEE) cumulée à la défaillance des quatre diesels de secours (EDG) conduit à la perte totale des alimentations électriques au niveau des jeux de barres de 10 kV secourus et non secourus, aussi appelée Manque De Tension Généralisée (MDTG). L'absence d'alimentation électrique entraîne l'indisponibilité du système d'alimentation normale des générateurs de vapeur (ARE) (y compris la pompe d'alimentation des GV au démarrage et à l'arrêt (AAD) et le circuit de refroidissement du condenseur), de l'Alimentation auxiliaire de Secours des Générateurs de vapeur (ASG), du Circuit de Contrôle Volumétrique et chimique (RCV), du Circuit d'Injection de Sécurité (RIS), du Circuit de Réfrigération Intermédiaire (RRI) et du Circuit d'eau brute secourue (SEC), des Groupes MotoPompes Primaires (GMPP) (y compris l'injection aux joints des pompes primaires et le refroidissement des barrières thermiques), les systèmes de ventilation et les chargeurs de batteries.

Par définition de cette séquence fonctionnelle, l'intégrité du circuit primaire ne peut être garantie et une perte de réfrigérant primaire est envisageable de par la défaillance du plaquage du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt des pompes primaires (DEA).

Un MDTG est donc un accident d'échauffement qui peut entraîner d'une part l'endommagement du combustible et de la gaine, et d'autre part la perte d'intégrité du circuit primaire.

L'événement initiateur de cette séquence fonctionnelle est une perte des alimentations externes de longue durée cumulée à la défaillance des quatre diesels de secours, résultant en une perte des alimentations électriques au niveau des jeux de barres de 10 kV secourus et non secourus et appelée Manque De Tension Généralisée.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITERES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES DOMINANTS

La perte d'intégrité du circuit primaire provoque la perte d'une partie du réfrigérant primaire dans l'enceinte, ce qui induit une diminution de l'inventaire en eau du circuit primaire, et une baisse de la pression primaire.

Du fait de la perte totale des pompes pour l'Injection de Sécurité Moyenne Pression (ISMP), la perte de réfrigérant primaire ne peut pas être compensée à court terme. L'accident peut alors conduire à un découverture et un échauffement du cœur, avec un risque potentiel d'endommagement de la gaine du combustible.

Le dénoyage du cœur peut également entraîner une augmentation de la pression et un échauffement dans l'enceinte due à la libération de masse et d'énergie du fluide primaire déchargé dans l'enceinte.

La perte de l'inventaire en eau du circuit primaire est compensée par l'injection des quatre accumulateurs et, après leur isolement, par l'injection de Sécurité Basse Pression (ISBP), alimentée suite au démarrage d'un diesel d'ultime secours (diesel SBO).


Un assèchement complet des GV peut être évité par le démarrage des pompes ASG (alimentées par les diesels SBO) et l'ouverture du barillet ASG.

A court terme, l'évacuation de la puissance résiduelle du cœur est assurée par :

- le relâchement d'énergie dans l'enceinte via le débit à la brèche aux joints des GMPP,

- la vaporisation de l'inventaire en eau des GV,
- le rejet de vapeur dans l'atmosphère après l'ouverture des Vannes de Décharge à l'Atmosphère (VDA) et le démarrage automatique du refroidissement partiel.

A long terme, l'évacuation de la chaleur résiduelle est assurée après la mise en œuvre des dispositions RRC-A suivantes :

- le démarrage des deux diesels SBO et des pompes ASG alimentées par ces mêmes diesels,
- le démarrage du refroidissement  et ultérieurement,
- le basculement de l'alimentation électrique par un diesel SBO d'une pompe ASG vers une pompe ISBP.

Il est à noter que l'analyse vis à vis des masse et énergie libérées dans l'enceinte est effectuée dans la section 6.2.1 du Rapport de Sûreté.

## **2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). ». Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.


Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2). Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP sont à vérifier :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :
  - La température de gaine doit rester inférieure à 1200 °C.
  - L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17% de l'épaisseur totale de la gaine avant oxydation.
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1% de la quantité qui serait générée si la totalité du zirconium des gaines en regard de la hauteur active s'était oxydée.

En pratique, pour cet accident, le respect des critères associés aux dommages limités sur les assemblages et à la génération maximale d'hydrogène est vérifié par l'absence de découverture du cœur.

## **3. SCÉNARIO**

La séquence classique des événements est décrite ci-après. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont décrites au [§ 4.](#) :

- En cas de MDTG, la turbine est déclenchée et les GMPP s'arrêtent.
- Le premier signal significatif transmis à l'opérateur en salle de commande (SdC) est l'arrêt automatique du réacteur (AAR) émis automatiquement sur « Basse vitesse des GMPP <  % de la vitesse nominale ».



- La défaillance du plaquage du DEA entraîne l'apparition d'une brèche aux joints des GMPP cumulé à l'événement initiateur de MDTG.
- Le signal IS sur « Basse Pression Pressuriseur < MIN3p » est atteint en quelques minutes.
- Le signal IS initie automatiquement un refroidissement partiel par les VDA □ (les VDA sont alimentés par des batteries de secours d'une autonomie de □).
- Du fait de la perte totale d'alimentation électrique au niveau des jeux de barres de 10 kV secourus et non secourus, tous les trains ISMP sont indisponibles.
- La perte d'alimentation électrique entraîne également l'indisponibilité des trains ISBP. Une fois alimenté électriquement par un diesel SBO, un train (de la division 1 ou 4) peut injecter. Son refroidissement est alors assuré par le DEL à l'aide de groupes frigorifiques à refroidissement par air.
- La pression des GV est limitée par le seuil d'ouverture des VDA (le GCT est indisponible).
- Au cours des 30 premières minutes, les GV ne sont pas alimentés et leur inventaire en eau diminue du fait du refroidissement partiel automatique.
- Pour garantir un inventaire en eau du circuit primaire suffisant pour l'évacuation de la puissance résiduelle à long terme, l'opérateur doit procéder aux actions suivantes :
  - 30 minutes après le signal d'AAR : démarrage des deux diesels SBO qui alimentent les divisions 1 et 4, et en particulier les VDA de ces deux divisions.
  - démarrage des pompes ASG des divisions 1 et 4 immédiatement après les diesels SBO. L'injection de l'ASG devient effective □ après le démarrage du diesel.
  - Le démarrage du refroidissement contrôlé par les VDA suivant un gradient de 50 °C/h est nécessaire pour permettre l'atteinte de la pression d'injection des accumulateurs afin de stabiliser l'inventaire en eau du circuit primaire et de maintenir une concentration en bore suffisante pour assurer la sous-criticité du cœur.
  - 30 minutes après le signal d'AAR, les vannes du barillet ASG sont ouvertes pour alimenter les quatre GV à l'aide des deux pompes ASG des divisions 1 et 4.
  - Lorsque la pression primaire a atteint la pression de refoulement des pompes ISBP □, l'opérateur doit effectuer le basculement d'un diesel SBO d'une pompe ASG vers une pompe ISBP.
- Pour garantir la sous criticité à long terme, l'opérateur procède à l'action suivante :
  - démarrage □ du RBS lors du refroidissement par l'opérateur.
- Les VDA des GV 2 et 3 sont supposées fermées au bout de 2 h, après déchargement des batteries de secours. Les rejets vapeur des GV 2 et 3 se font via les VDA des GV 1 et 4.
- Les accumulateurs sont isolés manuellement au seuil de pression spécifique □ afin d'éviter tout risque de décharge d'azote vers le circuit primaire. Cet isolement est rendu possible car les vannes de pied des accumulateurs sont alimentées par des batteries pendant 2 h.

## **4. ANALYSE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

Toutes les valeurs de pression indiquées par la suite sont des pressions absolues.

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants, influant sur l'accident et la vérification des critères sont les suivants :

- la pression initiale du pressuriseur (maximisée afin de retarder le signal IS),
- le seuil de pression pressuriseur MIN3p (minimisé pour retarder le refroidissement partiel et l'apparition du signal IS),

- la puissance initiale du cœur (maximisée),
- la distribution axiale de puissance [],
- le seuil du signal « Basse vitesse des GMPP » (minimisé pour retarder l'AAR),
- la puissance résiduelle (maximisée),
- les caractéristiques de décharge des accumulateurs (pénalisées pour retarder puis limiter l'injection),
- le débit ISBP (minimisé pour limiter l'injection) et la température de l'IRWST (maximisée).

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, les paramètres non dominants peuvent être pris à leur valeur nominale ou pénalisée en intégrant leur incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions de l'état initial sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fse.2.1](#).

#### 4.1.3. Données neutroniques

Les crayons combustible modélisés sont des crayons UO<sub>2</sub> [], conformément au programme de gestion du combustible de l'EPR FA3. Seul un cœur moyen (CM) est modélisé.

La pression interne du crayon moyen correspond à un épuisement moyen des crayons du cœur. L'épaisseur d'oxyde initiale de la gaine de ces crayons est considérée nulle.

Le profil axial de puissance du cœur moyen est piqué en haut du cœur et a les caractéristiques suivantes :

- facteur d'élévation d'enthalpie  $F\Delta H$  [],
- puissance linéique moyenne à 100 % de la puissance nominale (PN) [] (cf. sous-chapitre 19.1),
- facteur de puissance linéique au point chaud [],
- axial offset (AO) [].

La courbe de puissance résiduelle est établie à []% de la puissance thermique initiale [] (voir sous-chapitre 19.1). Le profil de puissance axiale du crayon moyen est présenté sur la figure [FIG-19.1.3Fse.2.1](#).

#### 4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont énumérées ci-dessous :

- ISMP  
Aucune pompe n'est disponible du fait de l'initiateur MDTG.
- ISBP  
Seuls les trains des divisions 1 et 4 peuvent être alimentés après démarrage des diesels SBO et basculement automatique de leur refroidissement par le DEL. Une valeur conservative [], qui couvre l'augmentation de température de l'eau de l'IRWST, est prise en compte pour la température d'injection ISBP.  
Un débit d'injection minimal selon la courbe de débit ISBP [], issue de la section 19.1.1 est pris en compte.
- Accumulateurs  
Les quatre accumulateurs sont disponibles. Leurs caractéristiques correspondent à une décharge lente et à une capacité de refroidissement minimale :
  - pression initiale [] (valeur minimale),
  - volume d'eau initial [] (valeur maximale),

- température d'injection  $\gamma$  (valeur maximale),
- perte de charge de la ligne d'alimentation  $\gamma$  (valeur maximale),
- Le coefficient de détente gazeuse est égal à la valeur isentropique de  $\gamma$ .

**- VDA**

Pendant les deux premières heures de l'accident, les quatre trains VDA sont disponibles. Ils limitent l'augmentation de pression dans les lignes vapeur principale  $\gamma$ . En outre, ils permettent le refroidissement du circuit primaire par dépressurisation du circuit secondaire. Le seuil de pression GV en fin de refroidissement partiel automatique est de  $\gamma$  bar abs  $\gamma$ . Une capacité de décharge minimale  $\gamma$  par train est considérée.

Au bout de  $\gamma$ , lorsque les batteries de secours sont déchargées, les VDA des GV 2 et 3 ne sont plus disponibles.

La vapeur produite par les GV 2 et 3 est évacuée via les VIV ouvertes vers le barillet vapeur puis vers les VDA des GV 1 et 4.

**- ASG**

Une ou deux pompes ASG peuvent être alimentées électriquement après le démarrage des diesels SBO (30 minutes après le signal d'AAR). Les pompes ASG sont démarrées  $\gamma$ , l'injection est effective  $\gamma$  minutes après le démarrage des diesels SBO. L'ASG fournit l'eau alimentaire nécessaire aux quatre GV. Un volume d'eau minimal  $\gamma$  est disponible selon les STE. Un débit d'injection minimal par train  $\gamma$  est considéré. L'ouverture  $\gamma$  du barillet ASG permet une distribution du débit de l'injection ASG vers les quatre GV (deux trains ASG alimentent quatre GV), voir sous-chapitre 15.1.

La température d'injection est maximisée  $\gamma$ .

Le niveau des GV 1 et 4 est régulé par le contrôle de l'ASG. En effet, la régulation automatique du niveau GV par l'ASG est activée en cas de franchissement du seuil « Bas niveau GV < MIN2p GL »  $\gamma$  au système de protection ou « Bas niveau GV < MIN4 GL » ( $\gamma$  seuil diversifié). Le point de consigne de la régulation de niveau GV par l'ASG est égal à  $\gamma$ %GL.

Une fois les batteries de secours déchargées, la régulation automatique du niveau des GV 2 et 3 par l'ASG n'est plus disponible et les vannes de régulation restent dans leur position à cet instant.

**- RBS**

Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température d'injection  $\gamma$ ,
- débit d'injection  $\gamma$ ,
- concentration en bore  $\gamma$ .

Cependant, de manière conservatrice, les deux trains RBS ne sont pas modélisés dans le calcul afin de pénaliser l'évolution de l'inventaire en eau du circuit primaire.

**- système de purge des GV (APG)**

Un débit de purge constant  $\gamma$  par GV est considéré avant isolement. La purge est isolée automatiquement lorsque le niveau des GV devient inférieur à MIN1p  $\gamma$ . Un temps de fermeture  $\gamma$  pour la vanne d'isolement APG est pris en compte. Le délai d'isolement APG est de  $\gamma$ s (incluant le temps de fermeture).

**- GCT**

Le système est indisponible du fait de la perte du condenseur consécutive à la perte des alimentations électriques.

Les systèmes de régulation considérés sont les suivants :

**- ARE**

Le système est indisponible du fait de la perte des alimentations électriques.

**- régulation de la pression pressuriseur**

Le système d'aspersion est indisponible à cause de la perte du RCV et de l'arrêt des GMPP.

Les chaufferettes du pressuriseur ne sont pas disponibles car elles ne sont pas alimentées par les diesels SBO.

#### 4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection de sauvegarde

L'analyse a été réalisée en considérant les systèmes de protection suivants :

- déclenchement de la turbine  
Le déclenchement de la turbine intervient immédiatement avec la perte des alimentations électriques. Le débit vapeur vers la turbine s'annule immédiatement.
- arrêt automatique du réacteur  
L'arrêt des GMPP active l'AAR sur signal « Basse vitesse GMPP < [ ] % de la vitesse nominale » pour deux des quatre GMPP. Le retard total pris en compte entre l'atteinte du seuil et l'arrêt du réacteur est de [ ] s, ce délai inclut le temps de réponse de la chaîne de mesure et le temps de traitement du signal du système de protection, ainsi que le temps d'ouverture du disjoncteur. Le temps de chute des grappes (sans séisme) est pris en compte dans la courbe d'évolution de puissance.
- ouverture des VDA  
L'ouverture des VDA intervient sur « Haute pression GV > MAX1p » [ ]. Le délai total entre le franchissement du seuil et l'ouverture des VDA est de [ ] s. Ce délai inclut le temps de réponse de la chaîne de mesure et le temps de traitement du signal du système de protection, ainsi que le temps d'ouverture complète des VDA.
- démarrage de l'ASG  
A court terme (entre 30 minutes et environ 1,5 h après l'AAR), deux pompes sont disponibles après démarrage de deux diesels SBO (divisions 1 et 4).  
Un délai [ ] est pris en compte entre le démarrage des diesels SBO et l'atteinte du plein débit ASG, compte tenu des temps de démarrage des diesels et des pompes ASG.  
Pour le long terme (entre environ 1,5 h et 24 h), une pompe reste en fonctionnement après le basculement d'un diesel SBO d'un train ASG vers un train ISBP. Le basculement de l'alimentation électrique de l'ASG vers l'ISBP peut se faire dans la division 1 ou 4.
- signal d'IS et démarrage du refroidissement partiel  
Le signal IS et le refroidissement partiel automatique par les VDA [ ] sont activés automatiquement sur « Basse Pression Pressuriseur < MIN3p » [ ]. Le refroidissement partiel automatique est arrêté lorsque la pression GV atteint [ ] bar abs.
- injection de sécurité basse pression (ISBP)  
Un basculement automatique de la chaîne de refroidissement diversifiée sur le DEL pour le refroidissement ISBP (trains 1 et 4) est pris en compte.

#### 4.1.6. Actions opérateur

En cas de PTAEE associée à la défaillance des quatre diesels de secours, l'opérateur reçoit l'information de « perte de tous les tableaux 10 kV secours » et est orienté vers une stratégie de "Perte totale LH" par le diagnostic automatique.

30 minutes après l'apparition du signal AAR, les actions suivantes sont réalisées :

[ ]

En effet, lorsque la pression du circuit primaire devient inférieure à [ ] bar abs, l'opérateur arrête une des deux pompes ASG et connecte une pompe ISBP sur le diesel SBO correspondant (en division 1 et 4). Dans le calcul, l'injection ASG de la division 4 est alors arrêtée et le diesel SBO correspondant est connecté à la pompe ISBP de la même division.

Les accumulateurs sont isolés par l'opérateur lorsque la pression du circuit primaire est inférieure à [ ] bar abs afin d'empêcher l'injection d'azote dans le circuit primaire.

En cas de MDTG, les GV sont déclarés « inutilisables » lorsque leur niveau descend en dessous du seuil [ ] %GL mais ne sont pas isolés. Le remplissage des GV par l'ASG est donc possible.

La régulation des niveaux GV 1 et 4 s'effectue automatiquement autour de la valeur nominale de  $\square\%$  GL. Le contrôle des niveaux GV des GV 2 et 3 s'effectue en local par un agent de terrain  $\square$  à l'aide de la vanne réglante ASG.

#### 4.2. CODES ET METHODES

$\square$

#### 4.3. RESULTATS

De manière conservatrice, on suppose que la brèche se produit au début de l'accident ( $t = 0$  s). Cette hypothèse est conservatrice en ce qui concerne l'inventaire en eau du circuit primaire (refroidissement du cœur).

La séquence des événements et les conditions de fonctionnement du réacteur en fin d'accident sont indiquées dans le tableau [TAB-19.1.3Fse.2.2](#). Les évolutions des principaux paramètres de l'accident sont présentées sur les figures [FIG-19.1.3Fse.2.2](#) à [FIG-19.1.3Fse.2.12](#).

La phase initiale du scénario est caractérisée par le déclenchement immédiat de la turbine qui entraîne une augmentation rapide de la pression secondaire et l'isolement de l'ARE induit par l'initiateur MDTG.

Dans le circuit primaire, l'arrêt des GMPP provoque la transition vers une circulation naturelle dans le circuit primaire. La baisse du débit dans les boucles et dans le cœur entraîne une augmentation de la pression dans le circuit primaire.

Cette augmentation de pression initiale est limitée par :

- la réduction de la puissance après le signal d'AAR $\square$ ,
- l'évacuation de la puissance résiduelle côté secondaire par les VDA qui s'ouvrent à  $\square$  bar abs (à 9,9 s).

En effet, le signal d'AAR est atteint sur « basse vitesse des GMPP  $\leq \square\%$  de la vitesse nominale » ce qui provoque la chute des grappes $\square$  et une baisse de la puissance produite dans le cœur.

La perte de réfrigérant primaire provoque une chute de pression dans le circuit primaire.

Les conditions de saturation dans le circuit primaire sont atteintes à 255 s et le pressuriseur est vide à environ 376 s.

Le signal IS est atteint sur « basse pression du pressuriseur  $\leq \text{MIN3p}$  » $\square$ . Il entraîne un refroidissement partiel automatique $\square$  qui démarre à 566 s. Il s'arrête lorsque la pression secondaire atteint  $\square$  bar abs à 1036 s.

30 minutes après l'apparition du signal d'AAR :

- Deux diesels SBO sont démarrés  $\square$  par l'opérateur, après coupure sélective des sorties PS (pour empêcher l'arrêt des diesels à cause d'une surcharge électrique). Les GV 1 et 4 sont alimentés par deux pompes ASG avec un débit  $\square$  par pompe ( $\square$  minimal) à 1982 s (délai de  $\square$  minutes avant le plein débit ASG). Après l'ouverture du barillet ASG, les débits ASG sont répartis vers les quatre GV. Le niveau des GV est contrôlé automatiquement dans les quatre GV par l'ASG.
- Un refroidissement contrôlé du circuit primaire (par les VDA) suivant un gradient de  $-50$  °C/h est initié ce qui conduit à une dépressurisation supplémentaire du circuit primaire.

Peu de temps après le démarrage du refroidissement contrôlé, les quatre accumulateurs commencent à injecter à une pression primaire inférieure à  $\square$  bar abs (à 3591 s). Le cœur est alors alimenté par de l'eau fortement borée.

Pour assurer la restauration de l'inventaire en eau du circuit primaire et l'atteinte des conditions de sous saturation dans le cœur, il est nécessaire d'activer au moins un train ISBP (dans la division 1 ou 4). Un diesel SBO doit alors être basculé de l'ASG vers l'ISBP. Ceci est effectué par l'opérateur lorsque la pression primaire devient inférieure à  $10 \text{ bar abs}$  (à 5326 s).

L'injection de l'ISBP (à 7057 s) arrête la production de vapeur dans le cœur et permet la restauration de l'inventaire en eau du circuit primaire. La sous criticité est assurée par l'apport de bore par les ACCUS et l'ISBP mais aussi par l'action du RBS, bien que, comme explicité dans le [§ 4.1.4.](#), non modélisé dans l'étude.

Au bout de  $10 \text{ s}$  une fois les batteries de secours déchargées :

- Les VDA des GV 2 et 3 ne sont plus alimentées et se ferment. L'évacuation de la vapeur s'effectue alors via les VIV ouvertes, le barillet vapeur et les VDA des GV 1 et 4.
- Le niveau des GV 2 et 3 est contrôlé manuellement (en local) autour de  $100\% \text{ GL}$ .

L'état final RRC-A est un état d'équilibre où la brèche est compensée par l'ISBP. La dégradation de l'inventaire eau est stoppée et la masse primaire minimale atteinte est de l'ordre de  $10 \text{ t}$  ([FIG-19.1.3Fse.2.7](#)). Il n'y a pas de découverture du cœur et la température de la gaine du crayon moyen suit globalement l'évolution décroissante de la température du réfrigérant dans le cœur. Par conséquent, les critères techniques d'acceptation relatifs à l'endommagement des assemblages combustibles, et à la génération maximale d'hydrogène sont respectés. Ainsi, les rejets radiologiques restent tolérables.

L'évacuation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par le côté secondaire. En effet, les niveaux GV 1 et 4 sont régulés automatiquement autour de la valeur nominale de  $100\% \text{ GL}$ . La régulation des GV 2 et 3 s'effectue  $10 \text{ s}$  par un agent de terrain  $10 \text{ s}$  à l'aide de la vanne réglante ASG.

Les critères techniques d'acceptation relatifs à la cristallisation du bore et à la dilution inhérente sont vérifiés dans la section 15.2.3e1 pour les études APRP Long Terme. Ces études couvrent l'accident de manque de tension généralisée conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires en état A étant données les hypothèses plus pénalisantes considérées dans la section 15.2.3e1 (puissance résiduelle plus élevée, prise en compte de l'aggravant et de la maintenance préventive).

L'ensemble des critères techniques d'acceptation PCC-4 présentés dans le [§ 2.2.](#) est donc respecté.

## **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre qu'après une perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires, « l'état final RRC-A » est atteint et les critères techniques d'acceptation du [§ 2.2.](#) sont vérifiés, en particulier :

- La sous-criticité du cœur est assurée par l'injection des ACCUS, de l'ISBP et du RBS (même si ce dernier n'est pas crédité dans l'étude afin de pénaliser l'inventaire en eau du primaire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des GV via l'ASG et les VDA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables, compte tenu du non-découvrement du cœur.

Le respect des critères techniques d'acceptation est assuré par la mise en place des dispositions RRC-A suivantes :

- démarrage  $10 \text{ s}$  des deux diesels SBO, après coupure sélective des sorties du PS,
- démarrage  $10 \text{ s}$  de deux pompes ASG,
- démarrage du refroidissement  $10 \text{ s}$  contrôlé,
- basculement d'un diesel SBO d'un train ASG vers un train ISBP,

- démarrage manuel d'un train ISBP, refroidi par le DEL (suite au basculement automatique RRI/DEL).

La sous-criticité nécessaire à l'atteinte de l'état final RRC-A peut être obtenue en s'appuyant sur l'eau borée injectée par les accumulateurs et l'ISBP sans valorisation du RBS. En effet, en faisant un bilan de masse entre la masse de bore injectée et la masse d'eau évacuée à la brèche au bout de 12013 s (fin du refroidissement  $\square$  à  $-50^{\circ}\text{C/h}$  par les GV 1 et 4), une concentration en bore  $\square$  est estimée  $\square$  :

$\square$

Ce bilan montre une marge importante par rapport à la concentration minimale  $\square$  garantissant la sous-criticité du cœur à l'état final RRC-A sans valorisation du RBS.



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 12/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSE.2.1 CONDITIONS INITIALES**

□



## TAB-19.1.3FSE.2.2 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS

TEMPS (s)	ÉVÉNEMENT
0	MDTG et brèche aux joints des GMPP Déclenchement turbine et début de l'arrêt des GMPP Isolement de l'ARE
□	Signal d'AAR sur « Basse vitesse GMPP < □% »
□	Chute des grappes et début de la baisse de puissance dans le cœur
9,9	Ouverture des VDA □ sur « Haute pression GV > MAX1p »
20	Signal d'isolement de la purge des GV sur « Bas niveau GV < MIN1p » □
□	Purges isolées dans les quatre GV
255	Atteinte des conditions de saturation dans le circuit primaire
320	Arrêt total des pompes primaires
376	Pressuriseur vide □
566	Signal « Basse pression pressuriseur < MIN3p » □ et démarrage du refroidissement partiel automatique □ par les VDA
1036	Fin du refroidissement partiel □
1802	Début des actions opérateur : - Ouverture des vannes du barillet ASG en aval des pompes - Démarrage des 2 diesels SBO - Début du refroidissement contrôlé du circuit primaire à -50 °C/h par les VDA
1982	Début de l'injection ASG dans les 4 GV
2077	Niveau GV dans le GV 1 < □%GL
3591	Début de l'injection des accumulateurs
5326	Pression du circuit primaire < □ bar abs : basculement de l'alimentation électrique par un diesel SBO d'un train ASG vers un train ISBP dans la boucle 4
5758	Accumulateurs isolés □



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 14/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

TEMPS (s)	ÉVÉNEMENT
7057	Démarrage de l'injection ISBP dans la boucle 4 <span style="color: red;">■</span>
7200	Batteries (2 h d'autonomie) déchargées : - VDA des GV 2 et 3 indisponibles - Contrôle <span style="color: red;">■</span> du niveau dans les GV 2 et 3



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 15/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS (SUITE)

TEMPS (s)	ÉVÉNEMENT
~11600	Fin de la restauration de l'inventaire en eau du primaire
12013	Fin du refroidissement contrôlé à -50 °C/h <input type="checkbox"/>
~17000	Niveau GV1 autour de <input type="checkbox"/> %GL
24047	Niveau GV 2 autour de <input type="checkbox"/> %GL
26000	Niveau GV 3 autour de <input type="checkbox"/> %GL
~27900	Niveau GV 4 autour de <input type="checkbox"/> %GL
43200 (12h)	<b>Conditions T/P à la fin du calcul</b>
<input type="checkbox"/>	
<input type="checkbox"/>	
<input type="checkbox"/>	

**FIG-19.1.3FSE.2.1 DISTRIBUTION DE LA PUISSANCE AXIALE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 17/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.2 PUISSANCE DU CŒUR ET PUISSANCE  
ECHANGEE AUX GV, PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSE.2.3 DÉBITS DE FUITE ET IS – NIVEAUX D'EAU DANS  
LA CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 19/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.4 TAUX DE VIDE A L'ENTRÉE ET À LA SORTIE DU CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 20/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.5 TEMPÉRATURES BRANCHE CHAUDE ET  
BRANCHE FROIDE**





**FIG-19.1.3FSE.2.6 TEMPÉRATURES À LA SORTIE DU CŒUR –  
TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CRAYON MOYEN**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 22/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.7 MASSES PRIMAIRE ET SECONDAIRE – DÉBITS**  
**VDA**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 23/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.8 DÉBITS DES ACCUMULATEURS – DÉBITS ISBP**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 24/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.9 NIVEAU PRESSURISEUR – MASSE DU LIQUIDE  
DANS LE PRESSURISEUR (ZOOM)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSE.2

PAGE 25/27

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSE.2.10 TAUX DE VIDE A LA BRÈCHE – INVENTAIRE EN  
EAU DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□

**FIG-19.1.3FSE.2.11 DÉBITS PRIMAIRES – MARGE DE  
TEMPÉRATURE À LA SATURATION**

**FIG-19.1.3FSE.2.12 NIVEAUX GL DANS LES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – DÉBITS MASSIQUES ASG**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSF APRP (&lt;45 CM2) SANS ISMP (ÉTAT A)</b>	<b>5</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>5</b>
<b>2.1. DESCRIPTION: PHÉNOMÈNES DOMINANTS</b>	<b>5</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>6</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>6</b>
<b>4. ANALYSE DE L'ACCIDENT</b>	<b>7</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>7</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>7</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>8</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>8</b>
<b>4.1.4. SYSTÈMES DE SÛRETÉ ET SYSTÈMES NON CLASSÉS DE SÛRETÉ</b>	<b>8</b>
<b>4.1.5. ACTIONS DE PROTECTION ET DE MITIGATION</b>	<b>9</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>10</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>12</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>12</b>
<b>4.3.1. BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE 20 CM<sup>2</sup> SANS ISMP</b>	<b>12</b>
<b>4.3.2. BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE 45 CM<sup>2</sup> SANS ISMP</b>	<b>13</b>
<b>4.3.3. FUIITE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES</b>	<b>15</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>15</b>



**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSF.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.1.3FSF.2</b>	<b>PUISSANCE RÉSIDUELLE .....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.1.3FSF.3</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS (BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ]).....</b>	<b>19</b>
<b>TAB-19.1.3FSF.4</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS (BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ]).....</b>	<b>21</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSF.1</b>	<b>PROFIL DE PUISSANCE DU CRAYON MOYEN (CM) .....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.2</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR .....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.3</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>24</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.4</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – NIVEAU CUVE .....</b>	<b>25</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.5</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – NIVEAU GONFLÉ ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR .....</b>	<b>26</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.6</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TAUX DE VIDE DANS LE CŒUR .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.7</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CM .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.8</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN ENTRÉE CUVE.....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.9</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN SORTIE CUVE .....</b>	<b>30</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.10</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TEMPÉRATURES LIQUIDES EN ENTRÉE CUVE .....</b>	<b>31</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.11</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TEMPÉRATURES LIQUIDES EN SORTIE CUVE .....</b>	<b>32</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.12</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TEMPÉRATURES EN SORTIE CŒUR.....</b>	<b>33</b>
<b>FIG-19.1.3FSF.13</b>	<b>BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DPSAT .....</b>	<b>34</b>

<b>FIG–19.1.3FSF.14 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE .....</b>	<b>35</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.15 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE À LA BRÈCHE ET DÉBIT IS .....</b>	<b>36</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.16 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT DES ACCUMULATEURS .....</b>	<b>37</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.17 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT ISBP.....</b>	<b>38</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.18 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR.....</b>	<b>39</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.19 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – MASSE LIQUIDE DANS LE PRESSURISEUR.....</b>	<b>40</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.20 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – INVENTAIRE EN EAU DU PRIMAIRE .....</b>	<b>41</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.21 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – INVENTAIRE EN EAU DU SECONDAIRE.....</b>	<b>42</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.22 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – NIVEAUX D'EAU DANS LES GV (GAMME LARGE).....</b>	<b>43</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.23 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE VDA.....</b>	<b>44</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.24 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR .....</b>	<b>45</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.25 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>46</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.26 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – NIVEAU CUVE .....</b>	<b>47</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.27 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – NIVEAU GONFLÉ ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR .....</b>	<b>48</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.28 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE DANS LE CŒUR .....</b>	<b>49</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.29 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CM .....</b>	<b>50</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.30 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN ENTRÉE CUVE.....</b>	<b>51</b>

<b>FIG–19.1.3FSF.31 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN SORTIE CUVE .....</b>	<b>52</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.32 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TEMPÉRATURES LIQUIDES EN ENTRÉE CUVE .....</b>	<b>53</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.33 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TEMPÉRATURES LIQUIDES EN SORTIE CUVE .....</b>	<b>54</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.34 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TEMPÉRATURES EN SORTIE CŒUR .....</b>	<b>55</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.35 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DPSAT .....</b>	<b>56</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.36 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE .....</b>	<b>57</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.37 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE A LA BRÈCHE ET DÉBIT IS .....</b>	<b>58</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.38 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DÉBIT DES ACCUMULATEURS .....</b>	<b>59</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.39 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] .....</b>	<b>60</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.40 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR .....</b>	<b>61</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.41 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – MASSE LIQUIDE DANS LE PRESSURISEUR .....</b>	<b>62</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.42 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – INVENTAIRE EN EAU DU CIRCUIT PRIMAIRE .....</b>	<b>63</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.43 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – INVENTAIRE EN EAU DU CIRCUIT SECONDAIRE .....</b>	<b>64</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.44 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – NIVEAUX D'EAU DANS LES GV (GAMME LARGE) .....</b>	<b>65</b>
<b>FIG–19.1.3FSF.45 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE VDA .....</b>	<b>66</b>

## .19.1.3FSF APRP (<45 CM2) SANS ISMP (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

Un accident de perte de réfrigérant primaire (APRP) petite brèche ou brèche intermédiaire résulte d'une brèche sur les tuyauteries primaires ou sur les lignes connectées aux boucles primaires en aval du premier organe d'isolement. Les tuyauteries primaires répondant aux exigences d'exclusion de rupture, les ruptures de ces tuyauteries ne sont pas envisagées dans les analyses de dimensionnement. Seules les brèches sur les lignes connectées aux boucles primaires sont considérées.

Une brèche sur le circuit primaire entraîne une perte de l'inventaire de réfrigérant primaire et une baisse de pression primaire, pouvant conduire à une vaporisation dans le circuit primaire et un découvrage du cœur.

Dans ce scénario d'APRP, la perte de l'inventaire en eau du circuit primaire est aggravée par la défaillance de cause commune des quatre pompes ISMP. Le rétablissement de l'inventaire en eau du primaire n'est possible que si :

- La pression du circuit primaire devient inférieure à la pression d'injection des accumulateurs,
- La pression du circuit primaire devient inférieure à la pression de refoulement de l'ISBP.

En raison de la taille limitée de la brèche, la pression du circuit primaire reste couplée à la pression du circuit secondaire. Par conséquent, une dépressurisation du circuit primaire doit être mise en œuvre par un refroidissement par le secondaire dans le but d'atteindre une pression suffisamment basse pour permettre l'injection des accumulateurs et de l'ISBP.

Dans la présente étude, deux brèches sont analysées :

- une brèche en branche chaude de 20 cm<sup>2</sup>,
- une brèche en branche froide de 45 cm<sup>2</sup>.

Toutes les pressions indiquées sont des valeurs absolues.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES DOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION: PHÉNOMÈNES DOMINANTS

Une brèche sur le circuit primaire conduit à un arrêt automatique du réacteur sur le signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p). Coté secondaire, l'AAR provoque le déclenchement turbine et l'isolement de l'ARE et la pression du côté secondaire est limitée par les VDA (le GCT est considéré comme étant indisponible). Le signal d'injection de sécurité émis sur « Basse Pression Pressuriseur » (Min3p) conduit aux actions suivantes :

- Refroidissement partiel consistant à abaisser le point de consigne des VDA □,
- Démarrage des pompes IS de Moyenne Pression (ISMP) et de Basse Pression (ISBP), tout en considérant une défaillance complète des pompes ISMP.

Les groupes moto-pompes primaires (GMPP) sont déclenchés sur « Signal IS et Bas ΔP aux bornes des GMPP » (Min1p).

Le refroidissement partiel n'est pas suffisant pour atteindre les pressions d'injection des accumulateurs et de l'ISBP. Par conséquent, le débit à la brèche n'est pas compensé, le cœur peut se découvrir et s'échauffer avec un risque potentiel d'endommagement de la gaine du combustible.

A 30 minutes (l'opérateur intervient depuis la salle de commande 30 minutes après le premier signal significatif), un refroidissement manuel conduit à une dépressurisation suffisante du circuit primaire, permettant l'injection des accumulateurs et de l'ISBP, et au respect des critères de sûreté.

L'état final RRC-A est atteint lorsque l'inventaire en eau du primaire est stabilisé par l'injection ISBP et que la puissance résiduelle est évacuée par les générateurs de vapeur et la brèche.

## **2.2. CRITÈRES**

L'analyse de l'accident RRC-A doit être réalisée jusqu'à « l'état final RRC-A », défini de la manière suivante (voir section 19.1.0) :

- Le cœur est sous-critique,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les circuits primaire et secondaire,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Afin d'évaluer l'efficacité de la disposition RRC-A (mise en service manuelle d'un refroidissement par le secondaire), les études RRC-A doivent garantir le respect des critères de découplage PCC-4 pour les APRP :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés.
  - La température de la gaine doit rester inférieure à 1200 °C,
  - L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17 % de l'épaisseur totale de gaine.
- La structure géométrique du cœur ne doit pas être détériorée, afin que le refroidissement du cœur puisse être convenablement assuré.
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1 % de la quantité qui serait dégagée par l'oxydation complète des gaines.
- L'installation doit pouvoir être conduite vers un état d'arrêt sûr puis y être maintenue.

En pratique, le respect de ces critères sera justifié en vérifiant que la température moyenne de la gaine des crayons reste limitée et que l'état final RRC-A tel que défini ci-dessus peut être atteint.

## **3. SCÉNARIO**

Ce paragraphe décrit la séquence d'événement globale des deux scénarios, à savoir la brèche de 45 cm<sup>2</sup> en branche froide et la brèche de 20 cm<sup>2</sup> en branche chaude. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont précisées au [§ 4.](#)

- Alors que le réacteur est à pleine puissance en fonctionnement normal (état A, 100 % PN), un APRP (brèche en branche froide ou en branche chaude) se produit dans la boucle 4, ce qui entraîne une chute de pression suivie d'une baisse du niveau dans le pressuriseur.
- Premier signal significatif transmis à l'opérateur : AAR émis sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p ■).
- Côté secondaire, l'AAR entraîne le déclenchement turbine et l'isolement de l'ARE. La pression des GV augmente, entraînant l'ouverture des VDA sur le signal « Haute Pression GV » (Max1p ■). Le GCT est considéré indisponible.
- Les chaufferettes du pressuriseur sont isolées sur signal « Bas Niveau Pressuriseur » (Min3 ■).
- Le RBS est mis en service automatiquement sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min4p ■) (système non pris en compte dans la présente étude).

- Le signal IS sur « Basse Pression Pressuriseur » (Min3p ) provoque le démarrage du refroidissement partiel, des pompes ISMP et des pompes ISBP. Aucune pompe ISMP ne démarre.
- Le refroidissement partiel est réalisé par les quatre GV via les VDA . En fin de refroidissement partiel automatique, la pression primaire reste trop élevée pour permettre l'injection des accumulateurs et des pompes ISBP. En conséquence, en l'absence de disponibilité des pompes ISMP, l'inventaire en eau du circuit primaire continue à diminuer.
- Lorsque le niveau dans le GV passe sous le seuil , le signal « Bas Niveau GV » (Min1p) isole la purge GV et toute extraction supplémentaire d'eau dans le GV est arrêtée.
- Déclenchement des GMPP sur signal « IS et Bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (Min1p) ( $\Delta P_{\text{boucle}} < 80\% \Delta P_{\text{nominal}}$ ).
- Le démarrage automatique de l'ASG sur le signal « Bas Niveau GV GL » (Min2p ) n'est pas valorisé dans cette étude.
- La perte de réfrigérant primaire peut entraîner un découverture du cœur.
- 30 minutes après le premier signal significatif en salle de commande (AAR) et en fonction des conditions thermohydrauliques du circuit primaire, l'opérateur réalise un refroidissement manuel par le secondaire, dont le gradient dépend de l'orientation dans les stratégies de Conduite Incidentelle/Accidentelle :
  - « Passage en Arrêt à Froid avec Injection de Sécurité » : refroidissement par le secondaire  par les quatre trains VDA,
  - « Restauration Inventaire en Eau » : refroidissement maximal par les quatre trains VDA.
- A 30 minutes, les quatre pompes ASG sont mises en service (hypothèse de découplage).
- En cas d'engagement d'un refroidissement rapide manuel (orientation en RIE), l'opérateur ferme les vannes d'isolement vapeur.
- Les quatre accumulateurs injectent dans le circuit primaire lorsque la pression primaire diminue , compensant ainsi la perte de réfrigérant primaire et permettant de renvoyer le cœur.
- Les accumulateurs sont isolés manuellement .
- Lorsque la pression primaire atteint la pression de refoulement de l'ISBP, les quatre pompes ISBP commencent à injecter, permettant de compenser la perte de réfrigérant primaire à la brèche.
- Atteinte de l'état final RRC-A : fin du calcul.

## **4. ANALYSE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants influençant le résultat des transitoires sont énumérés ci-dessous.

- Orientation de la brèche (brèche orientée verticalement en fond de tuyauterie primaire).
- Taille et localisation de la brèche :
  - 20 cm<sup>2</sup> en branche chaude,
  - 45 cm<sup>2</sup> en branche froide.
- Puissance initiale du cœur .
- Pression primaire initiale .
- Puissance résiduelle .
- Distribution axiale de la puissance.

- Débit d'ISBP  $\square$ .
- Caractéristiques de décharge des accumulateurs  $\square$ , température des accumulateurs  $\square$  et pression d'isolement des accumulateurs  $\square$ .

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, les paramètres non dominants peuvent être spécifiés avec des valeurs nominales ou pénalisées avec incertitude.

#### 4.1.2. État initial

Les conditions initiales retenues sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsf.1](#).

#### 4.1.3. Données neutroniques

Les crayons combustible modélisés sont des crayons UO<sub>2</sub> enrichi  $\square$  à gainage M5™, conformément au programme de gestion du combustible de l'EPR FA3.  $\square$ .

$\square$

Les caractéristiques du crayon moyen (CM) sont les suivantes :

$\square$

La puissance du cœur est supposée constante (102 % PN) jusqu'au début de la chute des grappes. La courbe de puissance résiduelle est déterminée sur la base d'un terme A évalué en 3D par couplage des codes MANTA et SMART, avec N grappes et un temps de chute des grappes avec séisme. Un terme B + C à 1,645  $\sigma$  est pris en compte (sous-chapitre 19.1). La courbe de puissance résiduelle obtenue est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsf.2](#).

#### 4.1.4. Systèmes de sûreté et systèmes non classés de sûreté

Les hypothèses retenues pour les systèmes de sûreté sont énumérées ci-dessous :

- ISBP  
Quatre trains ISBP sont disponibles. Un débit minimal est considéré pour chaque pompe ISBP (injection ISBP en branche froide pour les études à court terme, voir sous-chapitre 19.1) et une température d'injection maximisée  $\square$  est adoptée (la pénalisation sur la température de l'ISBP n'est pas maximale car le paramètre n'est pas dominant. En effet, le pic de température de gaine est retourné par l'injection des accumulateurs).
- ISMP  
Supposée indisponible par définition de l'accident.
- Accumulateurs  
Les quatre accumulateurs sont disponibles. Leurs caractéristiques correspondent à une décharge lente et à une capacité de refroidissement minimal :
  - Pression initiale  $\square$ .
  - Volume initial de l'eau  $\square$ .
  - Température d'injection  $\square$ .
  - Perte de charge dans la ligne de décharge  $\square$ .
  - Pression d'isolement  $\square$ .
  - Le coefficient de détente du gaz est pris égal à la valeur isentropique de  $\gamma$   $\square$ .
- VDA  
Les quatre VDA sont disponibles. Leurs caractéristiques sont pénalisées de manière à réduire leur capacité d'extraction de chaleur du circuit primaire :

$\square$

- ASG  
Les quatre trains ASG sont disponibles. Les caractéristiques ASG sont définies de manière à minimiser la capacité de refroidissement du circuit primaire :

□

De manière pénalisante, la mise en service automatique de l'ASG sur « Bas Niveau GV » (Min2p □) n'est pas prise en compte dans cette étude. L'ASG est démarrée à 30 minutes par l'opérateur. Cette hypothèse de découplage a pour objectif une pénalisation de l'étude et de la réponse globale du système. En effet, une maximisation de la puissance résiduelle dans le but de pénaliser le coté primaire peut entraîner un contre-effet système, à savoir la maximisation de la consommation de l'inventaire en eau du secondaire et donc l'anticipation du démarrage automatique de l'ASG sur le seuil □. Le comportement du secondaire n'est alors pas pénalisé. De manière à s'affranchir de ce couplage puissance/comportement des GV, le démarrage ASG est découplé et donc retardé à 30 min.

Après démarrage des pompes, l'ASG régule le niveau GV □.

- RBS  
La mise en service automatique du RBS intervient sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min4p □). Compte-tenu de l'effet favorable du RBS sur la restauration de l'inventaire primaire, le RBS n'est pas pris en compte dans cette étude.

Les hypothèses retenues pour les systèmes non classés de sûreté sont énumérées ci-dessous :

- ARE  
Le débit ARE est considéré constant jusqu'à son isolement suite à l'AAR. Aucun retard à l'isolement de l'ARE n'est pris en compte.
- GCT  
Le GCT n'est pas pris en compte dans l'étude.
- Système de régulation de la pression pressuriseur  
Les chaufferettes du pressuriseur sont considérées avec une puissance constante □ jusqu'à leur isolement sur signal « Bas Niveau Pressuriseur » (Min3□).
- Système de régulation du niveau pressuriseur  
Le RCV n'est pas pris en compte dans l'étude.
- Système de régulation du niveau des GV  
Les niveaux GV sont régulés □.

#### **4.1.5. Actions de protection et de mitigation**

L'étude est réalisée avec les actions de protection et de mitigation suivantes :

- Arrêt automatique du réacteur et déclenchement de la turbine  
L'AAR a lieu sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p □). Le temps total entre l'atteinte du seuil et le début de la chute des grappes □ inclut la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps d'ouverture du disjoncteur.  
Le temps de chute des grappes est inclus dans la courbe d'évolution de puissance.  
La fermeture des vannes d'admission de la turbine a lieu □ après le signal d'AAR.
- Isolement de l'ARE  
L'isolement complet de l'ARE est supposé avoir lieu suite au signal d'AAR, □ après l'atteinte du seuil « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p). □.
- Ouverture des VDA  
L'ouverture des VDA intervient sur signal « Haute Pression GV » (Max1p □). Le temps total entre l'atteinte du seuil et l'ouverture des VDA □ inclut la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps total d'ouverture des VDA.
- Signal IS et démarrage du refroidissement partiel  
Le signal IS est émis sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min3p □). □.  
Les actions liées au signal IS sont les suivantes :



- Démarrage des pompes ISBP (les pompes ISMP ne démarrent pas)  après l'atteinte du seuil Min3p (pour atteinte du plein débit),
- Ouverture des vannes d'injection branche froide immédiatement après le signal IS,
- Le refroidissement partiel débute sans retard au signal IS.

**- Arrêt des GMPP**

Les quatre GMPP sont arrêtés sur signal « IS + Bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (Min1p ). .

**- Mise en service de l'ASG**

L'ASG est mise en service par l'opérateur (hypothèse de découplage pour l'étude). Les pompes ASG commencent à injecter  après leur mise en service.

**- Fermeture des VIV**

Immédiatement après le démarrage d'un refroidissement rapide manuel par le secondaire (orientation en RIE), l'opérateur isole les VIV.

**4.1.6. Actions opérateur**

L'opérateur commence à intervenir depuis la salle de commande principale 30 minutes après le signal d'AAR.

L'opérateur est orienté dans les stratégies de conduite Incidentelle/Accidentelle, en fonction de :

- L'inventaire en eau du primaire, représenté par le niveau dans la cuve du réacteur (Ncuve),
- Les conditions thermohydrauliques représentées par la mesure de la marge à saturation ( $\Delta T_{sat}$ ).

En fonction de la taille, de la position de la brèche et de la perte d'inventaire en eau du primaire, deux actions peuvent être engagées par l'opérateur :

- Un refroidissement rapide (orientation vers la stratégie « RIE »), ou
- Un refroidissement manuel  (orientation vers la stratégie « PAF avec IS »).

Il est à noter que, dans les transitoires présentés dans cette section, le niveau GV atteint le seuil d'indisponibilité des GV  du fait de l'hypothèse de découplage prise sur le démarrage de l'ASG. Aucune action opérateur, associée au franchissement artificiel de ce seuil et donc à l'hypothèse de découplage, n'est prise en compte dans cette étude.

**4.1.6.1. Orientation vers la stratégie « Restauration de l'Inventaire en Eau »**

Le diagnostic automatique oriente l'opérateur vers la stratégie de « Restauration de l'Inventaire en Eau », lorsque :

- Le permissif P16 n'est pas présent,
- Les GMPP sont arrêtés,
- Soit la marge à la saturation  $\Delta T_{sat}$  est supérieure à  $-\epsilon$  (circuit primaire à saturation) et le niveau cuve est inférieur au seuil « bas branche chaude » (BBC), soit la marge à la saturation  $\Delta T_{sat}$  est inférieure à  $-\epsilon$  (circuit primaire surchauffé).

Par conséquent, l'opérateur commence à suivre la stratégie de restauration de l'inventaire en eau 30 minutes après le signal AAR.

**- Début de la stratégie**

Le refroidissement partiel est terminé, le permissif P12 est présent  et l'opérateur doit activer ce permissif. Le RBS est arrêté (s'il est en fonctionnement) du fait d'un taux de vide élevé dans le cœur évitant tout risque de retour en criticité (le RBS n'est pas pris en compte dans l'étude).

**- Conduite de l'IS**

L'objectif principal de la stratégie RIE est de rétablir l'inventaire en eau du primaire en faisant appel à tous les moyens du circuit RIS. Les permissifs P16 et P14 ne sont pas validés, les quatre trains ISBP sont donc démarrés en mode IS, ainsi que les quatre trains ISMP (par définition, tous les trains ISMP sont indisponibles dans ce scénario).

- Refroidissement rapide manuel

Dès que l'opérateur entre dans le module de « Contrôle température », il effectue un refroidissement rapide après avoir noté qu'aucune pompe ISMP n'injecte dans le circuit primaire (refroidissement partiel terminé). Le refroidissement rapide vise à dépressuriser le circuit primaire afin d'atteindre la pression d'injection des accumulateurs et de l'ISBP aussi rapidement que possible. Le refroidissement rapide est réalisé par la pleine ouverture des quatre VDA, ce qui se traduit par :

- La pleine ouverture des quatre vannes de contrôle VDA,
- L'isolement des VIV par l'opérateur immédiatement après le lancement du refroidissement rapide.

- Isolement des accumulateurs

Lorsque la pression primaire est inférieure à  $\square$  bar (valeur en conditions d'ambiance dégradée), les accumulateurs sont isolés afin d'éviter tout risque de décharge en azote dans le circuit primaire.

#### 4.1.6.2. Orientation vers la stratégie « PAF avec IS »

Le diagnostic automatique oriente l'opérateur vers la stratégie « PAF avec IS » (Passage à l'Arrêt à Froid avec Injection de Sécurité), lorsque :

- Le permissif P16 n'est pas présent,
- Les GMPP sont arrêtés,
- La marge à la saturation  $\Delta T_{\text{sat}}$  est comprise entre  $-\varepsilon$  et  $\varepsilon$  et le niveau cuve est supérieur au seuil « bas branche chaude » (BBC).
- Contrôle de la température  
Lorsque l'opérateur entre dans le module de « Contrôle température », la température du circuit primaire atteint une valeur T RIC supérieure à  $\square$  °C, et la marge à la saturation  $\Delta T_{\text{sat}}$  inférieur à  $\varepsilon$ . Un refroidissement manuel  $\square$  est donc démarré.
- Borication  
Lors du refroidissement jusqu'à l'état d'arrêt à froid, la borication du circuit primaire peut être assurée par les  $\square$  trains RBS. Pour garantir une marge à l'arrêt suffisante, la concentration en bore obtenue doit être supérieure à la concentration en bore critique qui dépend de la température du réfrigérant primaire. (L'injection RBS n'est pas prise en compte dans l'étude).
- Transition vers l'injection des accumulateurs et fin de la phase 2  
L'injection des accumulateurs est arrêtée par l'opérateur lorsque :
  - la pression du circuit primaire devient inférieure à  $\square$  bar ou,
  - la marge à la saturation  $\Delta T_{\text{sat}} > \varepsilon$  est atteinte et la pression primaire est inférieure à  $\square$  bar.
- Réorientation  
Si le niveau dans la cuve (RPVL) passe sous le seuil Ncuve < BBC, l'opérateur doit se réorienter vers la stratégie « Restauration de l'Inventaire en Eau ». L'opérateur engage la stratégie si :
  - Le permissif P16 n'est pas présent.
  - Les GMPP sont arrêtés.
  - Le niveau cuve est inférieur au niveau BBC ou la marge à la saturation  $\Delta T_{\text{sat}}$  est inférieure à  $-\varepsilon$  (circuit primaire surchauffé).

Lorsque l'opérateur entre dans le module de « Contrôle température », il engage un refroidissement rapide. Ce refroidissement vise à dépressuriser le circuit primaire afin d'atteindre la pression d'injection des accumulateurs et de l'ISBP aussi rapidement que possible. Le refroidissement rapide est réalisé par la pleine ouverture des quatre VDA, ce qui se traduit par :

- La pleine ouverture des quatre vannes de contrôle VDA.
- L'isolement des VIV par l'opérateur immédiatement après le lancement du refroidissement rapide.

## **4.2. CODES ET MÉTHODES**

Cette étude d'APRP est basée sur la simulation des transitoires  (voir Annexe 15A). Le calcul couvre l'intégralité du transitoire thermohydraulique (calcul du système jusqu'à l'état final RRC-A).

## **4.3. RÉSULTATS**

### **4.3.1. Brèche en branche chaude de 20 cm<sup>2</sup> sans ISMP**

La séquence des événements est donnée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsf.3](#).

Les paramètres les plus représentatifs de ce cas sont présentés de la figure [FIG-19.1.3Fsf.2](#) à la figure [FIG-19.1.3Fsf.23](#).

Après l'ouverture de la brèche (brèche située dans la boucle 4), la vidange du circuit primaire conduit à une baisse rapide et importante du niveau dans le pressuriseur (figure [FIG-19.1.3Fsf.18](#)) et à une dépressurisation rapide du circuit primaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)). L'atteinte du seuil « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p) conduit à l'émission du signal AAR , entraînant un isolement complet de l'alimentation en eau des GV (ARE) et la fermeture des vannes d'admission de la turbine. La chute des grappes a lieu , ce qui conduit à une baisse de puissance dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.2](#)).

Le déclenchement de la turbine provoque une augmentation de la pression secondaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)), limitée par l'ouverture des VDA après atteinte du seuil « Haute Pression GV » (Max1p) à 247 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.23](#)).

La purge GV est isolée lorsque le niveau du GV passe sous le seuil « Bas Niveau GV » (Min1p)  et toute extraction supplémentaire d'eau dans le GV est arrêtée.

Étant donné l'évacuation continue de vapeur par les VDA (figure [FIG-19.1.3Fsf.23](#)) et l'absence d'alimentation en eau des GV, le niveau d'eau dans les GV ne cesse de diminuer (figure [FIG-19.1.3Fsf.22](#)).

La dépressurisation du primaire se poursuit et entraîne l'atteinte du signal IS à 243 s, ce qui conduit au démarrage du refroidissement partiel par les quatre VDA,  (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)). De plus, le signal IS démarre automatiquement les pompes ISMP et ISBP. Les quatre trains ISMP sont par définition indisponibles dans ce scénario et la pression encore élevée dans le circuit primaire ne permet pas l'injection ISBP. Le signal « Bas ΔP aux bornes des GMPP »  associé au signal IS déclenche automatiquement les quatre GMPP à 667 s. Après le déclenchement des GMPP, une séparation des phases liquide et vapeur a lieu dans le primaire, entraînant une augmentation du taux de vide dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.6](#)) et à la brèche (figure [FIG-19.1.3Fsf.14](#)).

A 715 s, la pression secondaire atteint la pression de fin de refroidissement partiel . A cet instant, la pression primaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)) est toujours plus élevée que la pression d'injection des accumulateurs et des pompes ISBP. Par conséquent, l'inventaire en eau du primaire continue à diminuer (figure [FIG-19.1.3Fsf.20](#)).

L'opérateur intervient 30 minutes après l'arrêt automatique du réacteur . Compte-tenu des conditions thermohydrauliques dans le circuit primaire à cet instant, le diagnostic automatique oriente l'opérateur

vers la stratégie « PAF avec IS », demandant le démarrage d'un refroidissement manuel du primaire par le secondaire (via les VDA) [1].

Même si le débit brèche a été sensiblement réduit grâce au refroidissement partiel automatique et au refroidissement manuel [1], la diminution de masse primaire se poursuit et le critère « BBC » est atteint à 2310 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.4](#)). Cela conduit l'opérateur à se réorienter vers la stratégie « Restauration de l'Inventaire en Eau » (RIE), qui demande l'arrêt du refroidissement manuel [1] pour engager un refroidissement rapide via les quatre VDA.

Le refroidissement rapide et la baisse de pression primaire qui en résulte (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)) entraîne une vaporisation dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.6](#)) avec une augmentation du débit vapeur et un entraînement d'eau vers les branches chaudes (figure [FIG-19.1.3Fsf.9](#) et figure [FIG-19.1.3Fsf.14](#)). À 2363 s, la pression dans le circuit primaire devient inférieure à la pression d'injection des accumulateurs et un peu plus tard à la pression de refoulement des ISBP, entraînant la restauration de l'inventaire en eau du primaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.20](#)). Aucune excursion de la température de gaine n'est observée pendant le transitoire (figure [FIG-19.1.3Fsf.7](#)).

Tant que l'énergie relâchée par la brèche reste inférieure à la puissance résiduelle à évacuer, la température et la pression primaires sont maintenues au-dessus de celles du côté secondaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.3](#)) et les GV sont nécessaires pour évacuer une partie de la puissance résiduelle. Lorsque l'inventaire en eau du primaire est faible, la puissance résiduelle est évacuée via les GV en mode reflux-condensation.

Pour éviter l'injection d'azote dans le circuit primaire, l'opérateur isole les accumulateurs à 2455 s, lorsque la pression primaire devient inférieure à [1] bar. Quelques secondes plus tard, à 2514 s, les pompes ISBP commencent à injecter et la restauration de l'inventaire en eau du primaire se poursuit (figure [FIG-19.1.3Fsf.20](#)). À 2550 s, le débit massique total des quatre trains ISBP compense le débit massique perdu à la brèche (figure [FIG-19.1.3Fsf.15](#)).

Pendant tout le transitoire, aucun découvrage du cœur n'est observé (cœur couvert par le fluide primaire en phase liquide unique ou par le fluide primaire saturé à deux phases), et la température de gaine du crayon moyen du cœur reste toujours proche de la température de saturation du réfrigérant primaire.

Par découplage, l'ASG est démarrée par l'opérateur 1800 s après l'émission du signal AAR. Étant donné ce démarrage tardif de l'ASG et une consommation d'eau importante des GV nécessaire pour le refroidissement manuel rapide, les niveaux GV passent sous le seuil d'indisponibilité des GV [1] (figure [FIG-19.1.3Fsf.22](#)). L'atteinte artificielle de ce seuil est le résultat de l'hypothèse de découplage sur l'ASG. Sans cette hypothèse, les niveaux GV atteindraient le seuil [1] vers 1000 s, qui conduirait au démarrage de l'ASG et au remplissage des GV en environ 800 s. Ainsi, lors du démarrage du refroidissement rapide par l'opérateur, la consommation de l'inventaire en eau des GV ne serait pas suffisante pour atteindre le seuil [1].

La restauration de l'inventaire en eau des GV démarre à 2900 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.21](#)) et à environ 3950 s, les niveaux dans tous les GV atteignent le seuil [1]. Le niveau de régulation [1] est atteint vers 5350 s ([FIG-19.1.3Fsf.22](#)).

L'état final RRC-A est atteint lorsque les inventaires en eau du primaire et du secondaire sont restaurés et que la puissance résiduelle peut être évacuée durablement par le débit à la brèche vers l'enceinte de confinement et par les GV.

#### **4.3.2. Brèche en branche froide de 45 cm<sup>2</sup> sans ISMP**

La séquence des événements est présentée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsf.4](#).

Les paramètres les plus représentatifs de ce cas sont présentés de la figure [FIG-19.1.3Fsf.24](#) à la figure [FIG-19.1.3Fsf.45](#).

Après l'ouverture de la brèche (brèche située dans la boucle 4), la vidange du circuit primaire conduit à une baisse rapide et importante du niveau dans le pressuriseur (figure [FIG-19.1.3Fsf.40](#)) et à une

dépressurisation rapide du circuit primaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)). L'atteinte du seuil « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p) conduit à l'émission du signal AAR $\square$ , entraînant un isolement complet de l'alimentation en eau des GV (ARE) et la fermeture des vannes d'admission de la turbine. La chute des grappes a lieu $\square$ , ce qui conduit à une baisse de puissance dans le cœur.

Le déclenchement de la turbine provoque une augmentation de la pression secondaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)), limitée par l'ouverture des VDA après atteinte du seuil « Haute Pression GV » (Max1p).

La purge GV est isolée et toute consommation supplémentaire d'eau dans le GV est arrêtée lorsque le niveau du GV passe sous le seuil « Bas Niveau GV » (Min1p) $\square$ .

Étant donné l'évacuation continue de vapeur par les VDA (figure [FIG-19.1.3Fsf.45](#)) et l'absence d'alimentation en eau des GV, le niveau d'eau dans les GV ne cesse de diminuer (figure [FIG-19.1.3Fsf.44](#)).

La dépressurisation du primaire se poursuit et entraîne l'atteinte du signal IS à 76 s, ce qui conduit au démarrage du refroidissement partiel par les quatre VDA $\square$  (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)). De plus, le signal IS démarre automatiquement les pompes ISMP et ISBP. Les quatre trains ISMP sont par définition indisponibles dans ce scénario et l'injection ISBP est impossible compte-tenu de la pression encore élevée dans le circuit primaire. Le signal « Bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » $\square$  associé au signal IS déclenche automatiquement les quatre GMPP à 280 s. Après le déclenchement des GMPP, une séparation des phases liquide et vapeur a lieu dans le primaire, entraînant une augmentation du taux de vide dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.28](#)) et à la brèche (figure [FIG-19.1.3Fsf.36](#)).

A 538 s, la pression secondaire atteint la pression de fin refroidissement partiel $\square$ . A cet instant, la pression primaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)) est toujours plus élevée que la pression d'injection des accumulateurs et des pompes ISBP. Par conséquent, l'inventaire en eau du primaire continue à baisser (figure [FIG-19.1.3Fsf.42](#)). Compte-tenu de cette baisse, l'écoulement dans la boucle qui était diphasique se transforme en écoulement monophasique vapeur (figures [FIG-19.1.3Fsf.36](#) et [FIG-19.1.3Fsf.37](#)).

Même si le débit brèche a été sensiblement réduit grâce au refroidissement partiel automatique et au refroidissement manuel $\square$ , la diminution de la masse primaire se poursuit et le critère « BBC » est atteint à 1381 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.26](#)).

Compte-tenu des conditions thermohydrauliques dans le circuit primaire, le diagnostic automatique oriente l'opérateur vers la stratégie « Restauration de l'inventaire en Eau » (RIE) demandant le démarrage d'un refroidissement manuel $\square$  par le secondaire (via les VDA) $\square$  (30 minutes après le signal d'AAR).

La puissance évacuée par la brèche augmente, ce qui entraîne une dépressurisation et un refroidissement du circuit primaire. Les pressions primaire et secondaire restent couplées.

Le refroidissement rapide et la baisse de pression primaire qui en résulte (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)) entraîne une vaporisation dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.28](#)) avec une augmentation du débit vapeur et un entraînement d'eau vers les branches chaudes. La baisse du niveau, de courte durée, observée dans le cœur (figure [FIG-19.1.3Fsf.27](#)) est immédiatement stoppée par l'injection d'eau en provenance des accumulateurs (figure [FIG-19.1.3Fsf.38](#)) à 1905 s et plus tard par l'eau provenant du système ISBP (figure [FIG-19.1.3Fsf.39](#)) à 2051 s. Quatre trains ISBP injectent dans les branches froides.

Tant que l'énergie relâchée par la brèche reste inférieure à la puissance résiduelle à évacuer, la température et la pression primaires sont maintenues au-dessus de celles du côté secondaire (figure [FIG-19.1.3Fsf.25](#)), et les GV sont nécessaires pour évacuer la puissance résiduelle. Lorsque l'inventaire en eau du primaire est faible, la puissance résiduelle est évacuée via les GV en mode reflux-condensation.

Pour éviter l'injection d'azote dans le circuit primaire, l'opérateur isole les accumulateurs à 1986 s lorsque la pression primaire devient inférieure à  $\square$  bar. Quelques secondes plus tard, à 2051 s, les

pompes ISBP commencent à injecter et la restauration de l'inventaire en eau du primaire se poursuit (figure [FIG-19.1.3Fsf.42](#)).

La température de gaine du crayon moyen du cœur ne présente aucune excursion pendant le transitoire (figure [FIG-19.1.3Fsf.29](#)).

Avec le début de l'injection des accumulateurs à 1905 s, la perte de réfrigérant primaire peut être compensée (figure [FIG-19.1.3Fsf.37](#)) par le débit massique total des quatre trains ISBP, la restauration de l'inventaire de réfrigérant primaire se poursuit.

Par découplage, l'ASG est démarrée par l'opérateur 1800 s après l'émission du signal AAR. Étant donné ce démarrage tardif de l'ASG et une consommation d'eau importante des GV nécessaire pour le refroidissement manuel rapide, les niveaux GV passent sous le seuil d'indisponibilité des GV  $\square$  (figure [FIG-19.1.3Fsf.44](#)). L'atteinte artificielle de ce seuil est le résultat de l'hypothèse de découplage sur l'ASG. Sans cette hypothèse, les niveaux GV atteindraient le seuil  $\square$  vers 1000 s, qui conduirait au démarrage de l'ASG et au remplissage des GV en environ 800 s. Ainsi, lors du démarrage du refroidissement rapide par l'opérateur, la consommation de l'inventaire en eau des GV ne serait pas suffisante pour atteindre le seuil  $\square$ .

La restauration de l'inventaire en eau des GV démarre à 2900 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.43](#)) et à environ 3020 s, les niveaux dans tous les GV atteignent le seuil  $\square$ . Le niveau de régulation  $\square$  sera atteint au bout de 4890 s (figure [FIG-19.1.3Fsf.44](#)).

L'état final RRC-A est atteint lorsque les inventaires en eau du primaire et du secondaire sont restaurés et que la puissance résiduelle peut être évacuée durablement par le débit à la brèche vers l'enceinte de confinement et par les GV.

#### **4.3.3. Fuite aux joints des pompes primaires**

La continuité de fonctionnement du RCV ne peut être démontrée en cas d'APRP sans ISMP, compte-tenu de l'apparition du signal IS qui conduit à l'isolement de la charge et de la décharge. Lorsque la continuité de fonctionnement du RCV n'est plus garantie, une fuite aux joints contrôlée d'eau primaire (froide) caractérisée par un débit maximal en puissance  $\square$  doit être prise en compte.

Le débit de fuite aux joints à prendre en compte reste faible en comparaison des débits de fuite consécutifs aux brèches considérées dans la présente étude. De plus, le RBS n'est pas pris en compte dans cette étude et pourrait, si nécessaire, compenser partiellement cette fuite aux joints.

En effet, le débit de fuite aux joints, présentant un débit constant  $\square$  (indépendant des conditions de pression et de température dans le primaire) est en partie compensé par l'injection de deux trains RBS,  $\square$  démarrant rapidement dans le transitoire (sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min4p)). La diminution d'inventaire en eau primaire estimée, depuis le début du transitoire jusqu'à l'atteinte de la masse primaire minimale, est alors inférieure à  $\square$  t dans les deux cas. Compte-tenu du minimum de masse primaire  $\square$ , cette différence n'est pas significative pour remettre en cause le respect des critères (non découverture du cœur).

Pour la démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A, le débit ISBP est suffisant pour compenser le débit brèche et le débit de fuite aux joints et permettre d'atteindre un inventaire primaire stabilisé pour l'état final.

La prise en compte de la fuite aux joints des pompes primaires ne remet pas en cause la démonstration de sûreté présentée ci-dessus, en particulier l'absence de découverture du cœur et l'atteinte de l'état final RRC-A présentée au [§ 5](#).

## **5. CONCLUSION**

La condition de fonctionnement RRC-A « APRP (<45cm<sup>2</sup>) sans ISMP » (en particulier pour les deux cas, brèche en branche chaude de 20 cm<sup>2</sup> et brèche en branche froide de 45 cm<sup>2</sup>) est mitigée par la disposition RRC-A suivante :

- Mise en service manuel d'un refroidissement par le secondaire.

La présente analyse démontre que les critères de découplage PCC-4 pour les APRP sont respectés et que l'état final RRC-A est correctement atteint.

Aucun découvrement du cœur ne se produit pendant toute le durée du transitoire et la température moyenne de gaine du crayon reste limitée.

L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme par les GV par la capacité suffisante du réservoir d'ASG.

La démonstration de sous-criticité est assurée par une grande concentration de bore, injectée par le RBS, les accumulateurs et les pompes ISBP dès le début du transitoire et jusqu'à l'atteinte de la température critique qui garantit la sous-criticité (à environ 2000 s). La température minimale garantissant la sous-criticité dans la configuration TGI est d'environ  $100^{\circ}\text{C}$ . La quantité de bore qui a atteint le cœur lorsque la limite  $100^{\circ}\text{C}$  est atteinte dans ce dernier, d'abord avec l'aide de l'injection RBS (qui démarre au bout d'environ 50 s pour la brèche de  $45\text{ cm}^2$  en branche froide et d'environ 250 s pour la brèche de  $20\text{ cm}^2$  en branche chaude) puis de l'injection IS (accumulateurs et ISBP), est alors suffisante pour garantir la sous-criticité pour cet accident.

Les critères de surpression de l'enceinte sont vérifiés dans un autre chapitre spécifique (voir section 6.2.1).



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 17/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSF.1 CONDITIONS INITIALES**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 18/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSF.2 PUISSANCE RÉSIDUELLE**

□

## **TAB-19.1.3FSF.3 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS (BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ])**

<b>ÉVÉNEMENT : Brèche de 20 cm<sup>2</sup> en branche chaude</b>	<b>TEMPS (s)</b>
Ouverture de la brèche	0,0
Signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p [ ])	[ ]
Signal AAR et isolement complet de l'ARE	[ ]
Début de la chute des grappes	[ ]
Déclenchement turbine	213
Signal d'injection de sécurité sur « Basse Pression Pressuriseur » (Min3p [ ]) et démarrage du refroidissement partiel	243
Ouverture des VDA sur « Haute Pression GV » (Max1p [ ])	247
Fermeture des vannes de purge GV [ ]	283
Déclenchement des GMPP sur « Signal IS et Bas ΔP aux bornes des GMPP » (Min1p [ ])	667
Fin du refroidissement partiel, pression secondaire [ ]	715
Signal de mise en service de l'ASG sur « Bas niveau GV GL » (Min2p [ ]) - Non pris en compte dans cette étude	1050...1200
Première action de l'opérateur <i><u>Passage en Arrêt à Froid avec Injection de Sécurité (PAF avec IS)</u></i> —> Début du refroidissement manuel [ ] Démarrage manuel de l'ASG (hypothèse de découplage)	[ ]
L'injection ASG (4 trains) atteint le plein débit - Niveau réel du GV [ ]	2027
Atteinte du seuil « Niveau cuve < BBC » Réorientation CIA : <i><u>Restauration Inventaire en Eau (RIE)</u></i> —> Arrêt du refroidissement [ ] —> Fermeture des VIV —> Refroidissement rapide par les VDA	2310
Minimum d'inventaire en réfrigérant primaire [ ]	2362
Pression RCP < [ ] bar : début de l'injection des ACCU (4 trains)	2363
Pression RCP < [ ] bar : isolement des ACCU	2455



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 20/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**ÉVÉNEMENT : Brèche de 20 cm<sup>2</sup> en branche chaude**

**TEMPS (s)**

Pression RCP < 1 bar : début de l'injection des ISBP (4 trains)

2514

Fin du calcul (état final RRC-A atteint)

8000

## **TAB-19.1.3FSF.4 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS (BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ])**

<b>ÉVÉNEMENT : Brèche de 45 cm<sup>2</sup> en branche froide</b>	<b>TEMPS (s)</b>
Ouverture de la brèche	0,0
Signal « Basse Pression Pressuriseur » (Min2p [ ])	[ ]
Signal AAR et isolement complet de l'ARE	[ ]
Début de la chute des grappes	[ ]
Déclenchement turbine	55
Signal d'injection de sécurité sur « Basse Pression Pressuriseur » (Min3p [ ]) et démarrage du refroidissement partiel	76
Fermeture des vannes purge GV [ ]	125
Déclenchement des GMPP sur « Signal IS et Bas ΔP aux bornes des GMPP » (Min1p [ ])	280
Fin du refroidissement partiel, pression secondaire [ ]	538
Signal de mise en service de l'ASG sur « Bas niveau GV GL » (Min2p [ ]) - Non pris en compte dans cette étude	1140...1210
Atteinte du seuil « Niveau cuve < BBC »	1381
Début de la première action de l'opérateur ; orientation CIA vers <i>Restauration Inventaire en Eau</i> (RIE) —> Fermeture des VIV —> Refroidissement rapide par les VDA Démarrage manuel de l'injection ASG (4 trains) Niveau réel du GV [ ]	[ ]
Minimum d'inventaire de réfrigérant primaire [ ]	1903
Pression RCP < [ ] bar : début de l'injection des ACCU (4 trains)	1905
Pression RCP < [ ] bar : isolement des ACCU	1986
Pression RCP < [ ] bar : début de l'injection des ISBP (4 trains)	2051
Fin du calcul (état final RRC-A atteint)	5400



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 22/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.1 PROFIL DE PUISSANCE DU CRAYON MOYEN (CM)**

□

**FIG-19.1.3FSF.2 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ –  
PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 24/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.3 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ –  
PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 25/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.4 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – NIVEAU  
CUVE**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 26/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.5 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – NIVEAU  
GONFLÉ ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 27/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.6 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – TAUX DE VIDE DANS LE CŒUR**

□

**FIG-19.1.3FSF.7 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ –**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CM**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 29/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.8 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN ENTRÉE CUVE**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 30/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.9 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – TAUX DE VIDE EN SORTIE CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 31/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.10 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ -  
TEMPÉRATURES LIQUIDES EN ENTRÉE CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 32/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.11 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ –  
TEMPÉRATURES LIQUIDES EN SORTIE CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 33/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.12 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] -  
TEMPÉRATURES EN SORTIE CŒUR**

[ ]





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 34/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.13 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DPSAT**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 35/66

**FIG-19.1.3FSF.14 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 36/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.15 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE À LA BRÈCHE ET DÉBIT IS**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 37/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.16 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – DÉBIT  
DES ACCUMULATEURS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 38/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.17 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ - DÉBIT**  
**ISBP**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 39/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.18 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – NIVEAU  
DANS LE PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 40/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.19 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – MASSE LIQUIDE DANS LE PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 41/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.20 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ -  
INVENTAIRE EN EAU DU PRIMAIRE**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 42/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.21 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ -  
INVENTAIRE EN EAU DU SECONDAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSF.22 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE □ – NIVEAUX D'EAU DANS LES GV (GAMME LARGE)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 44/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.23 BRÈCHE EN BRANCHE CHAUDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE VDA**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 45/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.24 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ –  
PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 46/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.25 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ –  
PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 47/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.26 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – NIVEAU  
CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 48/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.27 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – NIVEAU  
GONFLÉ ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 49/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.28 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – TAUX DE VIDE DANS LE CŒUR**

□



**FIG-19.1.3FSF.29 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ –**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DE GAINÉ DU CM**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 51/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.30 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE EN ENTRÉE CUVE**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 52/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.31 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – TAUX DE VIDE EN SORTIE CUVE**

□

**FIG-19.1.3FSF.32 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] –**  
**TEMPÉRATURES LIQUIDES EN ENTRÉE CUVE**

[ ]

**FIG-19.1.3FSF.33 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] –**  
**TEMPÉRATURES LIQUIDES EN SORTIE CUVE**

[ ]

**FIG-19.1.3FSF.34 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] –**  
**TEMPÉRATURES EN SORTIE CŒUR**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 56/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.35 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DPSAT**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 57/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.36 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE**

[ ]





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 58/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.37 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE [ ] – DÉBIT MASSIQUE A LA BRÈCHE ET DÉBIT IS**

[ ]



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 59/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.38 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – DÉBIT  
DES ACCUMULATEURS**

□

**FIG-19.1.3FSF.39 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 61/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.40 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – NIVEAU  
DANS LE PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 62/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.41 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – MASSE LIQUIDE DANS LE PRESSURISEUR**

□

**FIG-19.1.3FSF.42 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ –  
INVENTAIRE EN EAU DU CIRCUIT PRIMAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSF.43 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ –  
INVENTAIRE EN EAU DU CIRCUIT SECONDAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 65/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.44 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – NIVEAUX  
D'EAU DANS LES GV (GAMME LARGE)**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSF

PAGE 66/66

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSF.45 BRÈCHE EN BRANCHE FROIDE DE □ – DÉBIT MASSIQUE VDA**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSG APRP (&lt;20CM<sup>2</sup>) SANS ISBP (ÉTAT A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>5</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.4. SYSTÈMES DE SÛRETÉ ET SYSTÈMES NON CLASSÉS SÛRETÉ</b>	<b>5</b>
<b>4.1.5. ACTIONS DE PROTECTION ET DE MITIGATION</b>	<b>6</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>7</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>7</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>7</b>
<b>4.3.1. ANALYSE THERMOHYDRAULIQUE</b>	<b>7</b>
<b>4.3.2. CONTRÔLE DE LA RÉACTIVITÉ</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE</b>	<b>9</b>
<b>6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION</b>	<b>9</b>
<b>6.1. ANALYSE THERMOHYDRAULIQUE</b>	<b>9</b>
<b>6.2. CONTRÔLE DE LA RÉACTIVITÉ</b>	<b>11</b>
<b>7. CONCLUSION</b>	<b>11</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSG.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSG.2</b>	<b>SÉQUENCE ÉVÉNEMENTIELLE .....</b>	<b>13</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSG.1</b>	<b>PUISSANCE LINÉIQUE DU CRAYON MOYEN (CM) .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.2</b>	<b>PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.3</b>	<b>DÉBIT IS ET DÉBIT BRÈCHE – NIVEAUX D’EAU DANS LA CUVE .....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.4</b>	<b>TEMPÉRATURE EN BRANCHE CHAUDE – TEMPÉRATURE EN BRANCHE FROIDE.....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.5</b>	<b>TEMPÉRATURE DE SORTIE DU CŒUR – TEMPÉRATURE DE LA GAINE DU CRAYON MOYEN.....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.6</b>	<b>TAUX DE VIDE À L’ENTRÉE DU CŒUR – TAUX DE VIDE À LA SORTIE DU CŒUR.....</b>	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.7</b>	<b>TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE – DTSAT .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.8</b>	<b>DÉBIT ISMP – DÉBIT ACCUMULATEURS .....</b>	<b>21</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.9</b>	<b>NIVEAU DU PRESSURISEUR.....</b>	<b>22</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.10</b>	<b>MASSE LIQUIDE DU PRESSURISEUR.....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.11</b>	<b>MASSES PRIMAIRE ET SECONDAIRE – NIVEAU DES GV (GL) .....</b>	<b>24</b>
<b>FIG-19.1.3FSG.12</b>	<b>DÉBIT DES VDA .....</b>	<b>25</b>

### **.19.1.3FSG APRP (<20CM<sup>2</sup>) SANS ISBP (ÉTAT A)**

L'étude a été réalisée en deux étapes : Une première étude a été menée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaire. Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier l'absence d'impact sur le respect de l'atteinte des critères de sûreté.

#### **1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

Un APRP petite brèche résulte d'une brèche sur les tuyauteries primaires ou sur les lignes connectées aux boucles primaires en amont de la première vanne d'isolement. Les tuyauteries primaires répondant aux exigences d'exclusion de rupture, les ruptures de ces tuyauteries ne sont pas envisagées dans les études de dimensionnement ; seules les brèches sur les lignes connectées aux boucles primaires sont à considérer.

L'évènement initiateur est une brèche postulée sur le circuit primaire cumulée à une défaillance de cause commune des 4 pompes ISBP. La brèche considérée est définie comme étant une fuite avec un diamètre équivalent inférieur à 50 mm ou une section inférieure à 20 cm<sup>2</sup>. La taille de cette brèche induit un accident au cours duquel la pression primaire et la pression secondaire ont tendance à rester couplées.

La brèche provoque la perte d'une partie du réfrigérant primaire dans l'enceinte, ce qui induit :

- une diminution de l'inventaire du réfrigérant primaire,
- une baisse de la pression primaire,
- un éventuel endommagement de la gaine combustible,
- une pressurisation de l'enceinte liée aux masses et énergies libérées (les critères de surpression de l'enceinte sont vérifiés par une étude dédiée, voir section 6.2.1).

Le débit massique total de l'ISMP et des accumulateurs doit pouvoir compenser la perte de réfrigérant primaire à la brèche et remplir le circuit primaire. L'EVU doit être mis en service par l'opérateur (disposition RCC-A) pour pallier la défaillance de l'ISBP, évacuer l'énergie libérée vers l'enceinte via la brèche et assurer le refroidissement adéquat de l'IRWST.

#### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE**

##### **2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

L'arrêt automatique du réacteur est émis sur signal « basse pression PZR » (Min2p). Côté secondaire, l'arrêt automatique du réacteur provoque le déclenchement turbine et l'isolement de l'ARE et la pression secondaire est limitée par les VDA (le GCT est considéré indisponible). Le RIS est mis en service sur signal « basse pression PZR » (Min3p) avec les actions suivantes :

- refroidissement partiel consistant à réduire le point de consigne des VDA ,
- démarrage des pompes ISMP.

Les GMPP sont déclenchés sur signal « IS et bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (Min1p). Comme les pressions primaire et secondaire ont tendance à rester couplées du fait de la petite taille de la brèche, l'évolution des pressions primaire et secondaire dépend donc essentiellement de l'instant de démarrage et du gradient du refroidissement partiel.

La perte de réfrigérant primaire est compensée par l'injection de l'ISMP et des accumulateurs. L'état final RRC-A est atteint suite au refroidissement manuel côté secondaire via les VDA . L'inventaire en eau du primaire et du secondaire est stabilisé et l'évacuation à long terme de la puissance du circuit

primaire est assurée par les générateurs de vapeur et la chaîne de refroidissement EVU/SRU (deux trains EVU sont mis en service ).

## **2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2). Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP sont à vérifier :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés :
  - La température maximale de gaine doit rester inférieure à 1200°C.
  - L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17% de l'épaisseur de gaine.
- La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1% de la quantité qui serait générée si la totalité du zirconium des gaines en regard de la hauteur active s'était oxydée.
- En pratique pour cet accident, le respect des critères techniques d'acceptation relatifs aux assemblages combustible et à la génération maximale d'hydrogène est démontré dans ce chapitre par la vérification du non découplage du cœur.

## **3. SCÉNARIO**

Ce paragraphe décrit les différentes étapes du scénario étudié. Les pénalisations et autres hypothèses de découplage sont précisées au [§ 4.](#)

- Lorsque le réacteur fonctionne en régime permanent à pleine puissance (état A, 100% PN), l'APRP (diamètre équivalent  $\leq 20$  cm<sup>2</sup>) se produit sur la boucle 4, produisant une chute de pression, suivie d'une baisse du niveau PZR.
- premier signal significatif transmis à l'opérateur : L'arrêt automatique du réacteur est émis sur signal de « basse pression PZR » (MIN2p) .
- Du côté secondaire, l'arrêt automatique du réacteur entraîne le déclenchement de la turbine et l'isolement de l'ARE. Cela provoque une hausse de la pression dans les générateurs de vapeur conduisant à l'ouverture des VDA .
- arrêt des chaufferettes du PZR sur signal « bas niveau PZR » (MIN3p) .
- signal IS sur « basse pression PZR » (MIN3p)  provoquant le démarrage des pompes ISMP et du refroidissement partiel,
- mise en service du refroidissement partiel avec les 4 générateurs de vapeur via les VDA .
- chute de la pression primaire jusqu'à la pression de saturation,
- début d'injection des 4 pompes ISMP .
- déclenchement des GMPP sur signal « IS et bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (MIN1p) .
- démarrage de l'ASG sur signal de « bas niveau GV » (MIN2p) .
- réalisation par l'opérateur du refroidissement  avec les VDA des 4 générateurs de vapeur selon .

- début de l'injection des 4 accumulateurs. La perte de réfrigérant primaire est compensée et l'inventaire primaire est restauré,
- arrêt séquentiel de 3 trains ISMP,
- démarrage manuel des trains EVU.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Ce paragraphe présente l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire (voir Annexes 15B et 19B).

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres affectant la réponse de la chaudière et la vérification des critères présentés au [§ 2.2.](#) sont les suivants :

- position et orientation de la brèche (située de manière pénalisante en branche froide de la boucle 4 (entre le point d'injection de sécurité et l'ajutage d'entrée de la cuve), verticale en fond de tuyauterie primaire),
- taille de la brèche (20cm<sup>2</sup> est la taille de brèche enveloppe),
- puissance initiale du cœur ,
- pression initiale dans le PZR ,
- courbe de puissance résiduelle ,
- distribution axiale de puissance ,
- température  et débit  d'ISMP,
- caractéristiques de décharge des accumulateurs .

En pratique et dans la mesure où cela n'affecte pas le résultat, des paramètres non dominants peuvent être spécifiés avec des valeurs nominales ou pénalisées avec incertitude.

#### **4.1.2. État initial**

Les conditions de l'état initial sont indiquées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsg.1.](#)

#### **4.1.3. Données neutroniques**

Les crayons combustibles modélisés sont de type UO<sub>2</sub> enrichis  avec une gaine M5™ conformément au programme de gestion de combustible EPR FA3. .

#### **4.1.4. Systèmes de sûreté et systèmes non classés sûreté**

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont les suivantes :

- ISBP  
Supposée indisponible par définition de l'accident.
- ISMP  
4 trains ISMP sont supposés disponibles. La courbe de débit ISMP minimale (débits minimaux pour les études à court terme) avec une ligne à débit minimal fermée (voir sous-chapitre 19.1) est utilisée. De façon conservatrice, la température d'injection ISMP est prise à °C, cette température prend en compte l'augmentation de la température de l'eau de l'IRWST ainsi que l'échauffement du fluide par les pompes. Le délai nécessaire pour atteindre le plein débit est de .

- Accumulateurs  
Les 4 accumulateurs sont pris en compte. Leurs caractéristiques correspondent à une décharge lente et à une capacité de refroidissement minimal.
  - pression initiale :  $\square$ ,
  - température d'injection :  $\square$ ,
  - perte de charge dans la ligne d'alimentation :  $\square$ ,
  - pression d'isolement :  $\square$ ,
  - Le coefficient de détente du gaz est pris égal à la valeur isentropique de  $\gamma$   $\square$
  - volume d'eau initial :  $\square$ .

- VDA  
Les quatre VDA sont disponibles. Leurs caractéristiques sont pénalisées afin de réduire leur capacité d'évacuation de la puissance :

$\square$

- ASG  
Les quatre trains ASG sont disponibles. Les caractéristiques ASG sont définies de manière à minimiser la capacité de refroidissement :

$\square$

Après la mise en service de l'ASG sur signal de bas niveau GV, l'ASG régule le niveau GV à  $\square$  GL.

- RBS  
Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

$\square$

Cependant, de manière sur-conservative, les deux trains RBS ne sont pas modélisés dans le calcul présenté au [§ 4.3.1](#). afin de pénaliser l'inventaire en eau du primaire. Le calcul ne prend en compte que l'ISMP et les accumulateurs qui garantissent une concentration en bore suffisante dans le primaire.

Les hypothèses considérées pour les systèmes non classés de sûreté sont les suivantes :

- ARE  
On suppose que l'ARE est entièrement isolé suite à l'arrêt automatique du réacteur : aucun délai n'est pris en compte pour cette action.
- GCT  
Le GCT n'est pas pris en compte dans l'étude.
- Système de régulation de la pression du PZR  
Les chaufferettes du PZR sont considérées avec une puissance de chauffe constante  $\square$  jusqu'à leur isolement sur signal « bas niveau PZR  $\square$  GM ».
- Système de régulation du niveau du PZR  
Le RCV n'est pas pris en compte dans l'étude.
- Système de régulation du niveau des générateurs de vapeur  
Le débit ARE est supposé constant jusqu'à l'isolement suite à l'AAR.

#### **4.1.5. Actions de protection et de mitigation**

L'étude est réalisée avec les actions de protection et de limitation suivantes :

- Arrêt automatique du réacteur et déclenchement de la turbine

L'AAR est réalisé sur signal de « basse pression PZR » (Min2p) [ ]. Le temps total entre l'atteinte du seuil et le début de la chute des grappes est de [ ] s, ce temps inclut la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps d'ouverture du disjoncteur.

Le temps de chute des grappes (sans séisme) est inclus dans la courbe d'évolution de puissance. La fermeture des vannes d'admission de la turbine est déclenchée [ ] s après le signal d'AAR.

- Isolement ARE

Un isolement complet de l'ARE est supposé se produire suite au signal d'AAR, soit [ ] s après l'émission du signal de « basse pression PZR » (Min2p). Le temps de fermeture des vannes d'isolement ARE est de [ ] s.

- Ouverture VDA

L'ouverture des VDA se produit sur signal de « haute pression GV » (Max1p) [ ]. Le temps total entre l'atteinte du seuil et l'ouverture des VDA est de [ ]. Ce temps inclut la réponse du capteur, le traitement du signal et le temps d'ouverture complète des VDA.

- Signal IS et déclenchement du refroidissement partiel

Le signal IS est émis sur signal de « basse pression PZR » (Min3p) [ ]. Le temps associé à la réponse de la chaîne et au traitement du signal est de [ ].

Les actions liées au signal IS sont les suivantes :

- démarrage des pompes ISMP [ ],
- ouverture des vannes d'injection de la branche froide immédiatement après le signal IS,
- Le refroidissement partiel débute immédiatement après la réception du signal IS.
- fin du refroidissement partiel lorsque la pression GV atteint [ ].

- Arrêt des GMPP

Les quatre GMPP s'arrêtent sur signal « IS et bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (Min1p) [ ]. Le temps total entre le dépassement du seuil et l'arrêt des pompes est de [ ].

- Mise en service de l'ASG

L'ASG est mis en service sur signal de « bas niveau GV » (Min2p) [ ]. Les pompes ASG commencent à injecter [ ] après l'émission du signal.

#### **4.1.6. Actions opérateur**

L'opérateur est supposé intervenir 30 minutes après le signal d'AAR. Il applique la stratégie de Conduite Incidentelle Accidentelle (CIA) "Passage à l'état d'arrêt à froid avec IS" (PAF avec IS).

[ ]

#### **4.2. CODES ET MÉTHODES**

Cette étude d'APRP est basée sur la simulation de l'accident avec le code [ ] (voir Annexe 19A). Le calcul couvre l'intégralité du transitoire thermohydraulique (calcul système jusqu'à l'état final RRC-A).

#### **4.3. RÉSULTATS**

##### **4.3.1. Analyse thermohydraulique**

La séquence des événements est donnée dans le tableau [TAB-19.1.3Fsg.2](#).

Les paramètres les plus représentatifs sont présentés en figures [FIG-19.1.3Fsg.2](#) à [FIG-19.1.3Fsg.12](#).

Après l'ouverture de la brèche (sur la boucle numéro 4) à 0 s, la pression primaire diminue rapidement, entraînant l'arrêt automatique du réacteur à [ ] s sur signal de « basse pression PZR » (Min2p). Après l'arrêt automatique du réacteur, le circuit d'eau alimentaire principal est complètement isolé et le déclenchement de la turbine se produit. La fermeture des vannes d'admission de la turbine provoque



une hausse de la pression côté secondaire dans les lignes vapeur principales, jusqu'à atteindre le point de consigne d'ouverture des VDA à 148 s.

Au même moment, côté primaire, la dépressurisation et la chute associée du niveau dans le PZR se poursuivent à cause du débit de fuite, entraînant l'isolement des chaufferettes sur signal de « bas niveau PZR » à 129 s et l'émission du signal IS à 179 s sur « basse pression PZR » (Min3p). Le signal IS entraîne un refroidissement partiel via les quatre VDA avec un gradient de refroidissement de °C/h. La diminution de pression primaire associée réduit sensiblement la perte de réfrigérant primaire et permet d'atteindre la pression d'injection de l'ISMP à 378 s.

Le signal de « bas  $\Delta P$  aux bornes des GMPP » (Min1p) associé au signal IS déclenche automatiquement les quatre GMPP à 542 s. Lorsque la pression secondaire atteint bar abs, le refroidissement partiel est terminé (640 s).

Côté secondaire, l'ASG est mis en service sur signal de « bas niveau GV » (Min2p) à 1070 s pour le GV 3 (les trois autres trains ASG sont mis en service quelques secondes plus tard).

Après environ 1500 s, le débit injecté par les quatre trains ISMP est capable de compenser le débit de fuite et la masse primaire se stabilise pour un moment à environ t avant d'augmenter. L'inventaire de masse primaire minimal est de t.

Aucun découvrément du cœur n'est observé pendant toute la durée de l'accident. Le respect des critères techniques d'acceptation relatifs à l'endommagement des assemblages combustible et à la génération maximale d'hydrogène présentés au § 2.2. est assuré. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

La première action opérateur est réalisée 30 minutes après l'arrêt automatique du réacteur. Le diagnostic automatique dirige l'opérateur vers la stratégie "Passage à l'état d'arrêt à froid avec IS". Au cours de cette stratégie, un refroidissement est réalisé via les quatre VDA avec un gradient de refroidissement de °C/h. Grâce à cette nouvelle action de dépressurisation du primaire, la pression d'injection des accumulateurs est atteinte et les quatre accumulateurs commencent à injecter à 2839 s.

L'inventaire en eau dans les quatre GV est rétabli et le niveau des GV est régulé par l'ASG à.

Tant que le circuit primaire et le circuit secondaire restent couplés, la pression dans le circuit primaire suit le gradient de refroidissement du secondaire. Le débit injecté par l'ISMP et les ACCU augmente et le circuit primaire commence à se remplir. La restauration de la marge à la saturation dans le circuit primaire permet à arrêter séquentiellement les trains ISMP. Les trains ISMP 1 et 2 sont arrêtés lorsque le  $\Delta T_{sat}$  dépasse °C, respectivement à 6534 s et 8336 s. Quand la pression du PZR atteint bar abs, les quatre ACCU sont isolés. A 11934 s, le refroidissement est terminé.

L'état stabilisé atteint est le suivant :

- Le débit injecté par les trains ISMP 3 et 4 compense le débit brèche (un de ces deux trains ISMP sera lors de la phase à long terme, une fois le critère de marge à la saturation prévu par la CIA atteint). L'inventaire en eau du primaire est stable.
- La puissance résiduelle totale est évacuée du circuit primaire par le secondaire (via les VDA et l'ASG) et par le débit brèche. L'énergie libérée à la brèche est déchargée dans l'atmosphère du bâtiment du réacteur et dans l'eau de l'IRWST.
- La puissance résiduelle déchargée dans l'enceinte est évacuée par l'EVU mis en service. La capacité de l'EVU à évacuer la puissance résiduelle hors de l'enceinte est suffisante pour maintenir la pression de l'enceinte sous sa pression de dimensionnement et la température de l'IRWST sous la limite de dimensionnement pour le fonctionnement des pompes ISMP (voir section 6.2.1). Le fonctionnement sûr à long terme de l'ISMP et l'évacuation à long terme de la puissance résiduelle sont donc assurés par la disposition RRC-A "activation de l'EVU pour refroidir l'IRWST".

### 4.3.2. Contrôle de la réactivité

L'étude PCC-3 « APRP petite brèche en état A » (section 15.2.3e1) conclut que la sous-criticité du cœur est assurée jusqu'aux conditions de connexion du RIS-RA en mode RA :

□

L'accident d'APRP sans ISBP est enveloppé par cette étude puisque toutes les pompes ISMP et tous les trains RBS sont disponibles et que la marge d'antiréactivité est plus importante en raison de l'absence de grappe bloquée.

□

## 5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE

Ce paragraphe présente les conclusions de l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 2.2., c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » pour un APRP (<20 cm2) sans ISBP (état A) :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et l'apport de bore par l'Injection de Sécurité. De plus, le RBS, non valorisé dans le calcul, est disponible et peut être utilisé pendant le refroidissement, ce qui garantit une sous-criticité avec des marges élevées notamment pour les petites tailles de brèche.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par l'intermédiaire des GV via les VDA et l'ASG, et de l'EVU.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non découverture du cœur.

Le respect des critères est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- activation □ de l'EVU pour refroidir l'IRWST.

Les critères de surpression de l'enceinte sont vérifiés dans une autre étude dédiée (voir section 6.2.1).

## 6. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION

Le jeu d'hypothèses relatif à l'état final de conception est présenté dans le sous-chapitre 15.1 et la section 19.1.1.

### 6.1. ANALYSE THERMOHYDRAULIQUE

- Mise à jour de la précision et des temps de réponse des protections au TXS  
L'instant d'ouverture des VDA est gouverné dans l'étude par la mesure de la pression aux GV. L'incertitude sur la mesure de pression GV a évolué, et a été augmentée □. Cette modification n'est pas de nature à remettre en cause la démonstration de sûreté présentée au § 4. et au § 5.. Aucun impact significatif n'est attendu sur l'évolution de la température moyenne primaire ni sur l'évolution de la masse primaire, ne remettant donc pas en cause le non-découvrement du cœur et l'évacuation de la puissance résiduelle. Cette modification n'impacte donc pas la démonstration de sûreté.
- Temps d'arrêt des pompes primaires  
Dans la présente étude, l'arrêt des pompes primaires s'effectue sur signal de « bas delta P aux pompes et signal IS ». Le temps d'arrêt des pompes primaires est déterminé par :
  - la précision des protections au TXS : En effet, la précision ayant été réévaluée □, un décalage □ sur le temps d'arrêt automatique des GMPP est à prévoir.
  - le temps d'ouverture du disjoncteur associé aux pompes primaires : Ce délai a été allongé □.

Avec prise en compte de ces deux évolutions, le temps d'arrêt des GMPP serait légèrement modifié dans l'accident (retardé d'une minute environ) en comparaison du calcul présenté.

Cette modification se traduirait par une modification de la cinétique de l'accident (dépressurisation et évolution de l'inventaire en eau du primaire), trop faible pour remettre en cause la démonstration de sûreté.

- Modification du point de consigne de régulation du niveau GV par l'ASG.  
Le point de consigne de régulation du niveau GV par l'ASG a évolué [ ]. Cette modification est sans impact sur le déroulement de l'accident et n'est pas de nature à remettre en cause l'atteinte de l'état final RRC-A, tel que démontré au § 5.
- Débits RIS réévalués  
Dans le calcul présenté dans cette section, une masse totale [ ] est injectée dans le circuit primaire par les pompes ISMP [ ]. Avec application de l'évolution de la pression primaire aux débits RIS réévalués, une masse totale [ ] serait alors injectée avec ces débits RIS réévalués dans la même gamme de pression. Ces [ ] tonnes d'injection de sécurité en moins dans le circuit primaire ne remettent pas en cause le non-découvrement du cœur. En effet, pendant l'accident, la masse minimale du circuit primaire atteint [ ] tonnes (voir figure FIG-19.1.3Fsg.11). En considérant une diminution de l'inventaire en eau du primaire à la hauteur de la différence d'injection de sécurité apportée par les débits RIS réévalués, l'inventaire en eau du primaire pourrait atteindre un minimum de [ ] tonnes. Avec un tel inventaire en eau, la masse primaire reste suffisante pour garantir le non-découvrement du cœur et ne pas remettre en cause la démonstration de sûreté.
- Prise en compte du démarrage automatique du RBS sur signal de basse pression pressuriseur  
Le calcul présenté dans cette section ne valorise pas le système RBS, de manière à pénaliser l'évolution de l'inventaire en eau du primaire. Le démarrage automatique du RBS, qui arriverait rapidement dans l'accident (~150s), aurait un impact favorable sur l'évolution de l'inventaire en eau du primaire et le refroidissement du primaire.
- Fuite aux joints des pompes primaires  
La continuité de fonctionnement du RCV ne peut être démontrée en cas d'APRP sans ISBP, étant donné l'apparition du signal IS, qui provoque l'isolement de la charge et de la décharge. Lorsque la continuité de fonctionnement du RCV n'est plus garantie, une fuite contrôlée d'eau primaire (froide) aux joints caractérisée par un débit maximal en puissance [ ] doit être prise en compte. Le débit de cette fuite reste faible en comparaison des débits brèche pouvant apparaître sur cet accident. De plus, si on considère le cumul d'une fuite aux joints [ ] sur la période de l'accident présentant le minimum d'inventaire en eau du primaire (sur les 5000 premières secondes, l'inventaire en eau du primaire se rentabilisant au-delà), une dégradation [ ] de la masse d'eau du circuit primaire est à prévoir sur cette période. Le minimum d'inventaire en eau évalué après prise en compte des débits RIS réévalués étant de [ ] t, l'inventaire en eau du primaire reste suffisamment confortable pour supporter une perte de [ ] t supplémentaire sur les premières 5000 s de l'accident sans faire apparaître de découverture du cœur. Le débit total d'injection de sécurité est suffisant pour compenser la brèche équivalente {brèche + fuite aux joints des pompes primaires}.  
La prise en compte de la fuite aux joints n'est pas de nature à remettre en cause la démonstration de sûreté présentée dans cette section.
- Modification de conduite relative aux trains ISMP  
Dans l'étude présentée aux § 4. et § 5., les trains ISMP 1 et 2 sont arrêtés séquentiellement par l'opérateur une fois la marge à la saturation restaurée et l'inventaire en eau suffisant [ ]. Le troisième train serait arrêté plus tard [ ] et le dernier train est maintenu en service.  
La conduite relative aux trains ISMP de la stratégie « Passage en Arrêt à Froid avec IS » a évolué. Désormais, dans le cas où les GMPP sont hors service, les lignes à grand débit minimum de trois pompes ISMP sont ouvertes séquentiellement [ ]. Ces critères garantissent que du début de la dépressurisation engendrée par l'ouverture de la grande ligne à débit minimum d'une pompe ISMP jusqu'à la stabilisation à la nouvelle pression d'équilibre, le circuit primaire reste sous-saturé. Le dernier train ISMP est maintenu en service avec sa ligne à grand débit minimum fermée.  
L'ouverture des lignes à grand débit minimum des trains ISMP en remplacement de l'arrêt des pompes ISMP aurait un impact favorable sur l'inventaire en eau du primaire et n'est donc pas de nature à remettre en cause le respect des critères de sûreté.

## **6.2. CONTRÔLE DE LA RÉACTIVITÉ**

La démonstration de sous-criticité en cas d'APRP (<20 cm<sup>2</sup>) sans ISBP n'est pas remise en cause par application des hypothèses mises en cohérence avec l'état final de conception.

En effet, l'étude PCC-3 « APRP petite brèche en état A » (section 15.2.3e1) cohérente avec l'état final de conception, conclut que la sous-criticité du cœur est assurée jusqu'aux conditions de connexion du RIS-RA en mode RA :

□

□.

L'accident d'APRP sans ISBP cohérent avec l'état final de conception est enveloppé par cette étude puisque toutes les pompes ISMP et tous les trains RBS sont disponibles.

Par conséquent, le maintien de la sous-criticité est assuré dans le scénario RRC-A d'APRP sans ISBP.

## **7. CONCLUSION**

Ainsi, la démonstration du respect des critères de sûreté et de l'atteinte de l'état final RRC-A, exposée [§ 4.](#) et au [§ 5.](#) de la présente section, n'est pas remise en cause par la mise en cohérence des hypothèses avec l'état final de conception.

La présente analyse démontre qu'après un APRP (<20 cm<sup>2</sup>) sans ISBP en état A « l'état final RRC-A » est atteint et les critères techniques d'acceptation présentés au [§ 2.2.](#) sont vérifiés. En particulier :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et l'apport de bore par l'Injection de Sécurité et le RBS.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par l'intermédiaire des GV via les VDA et l'ASG, et de l'EVU.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non découvrément du cœur.

Le respect des critères est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- activation manuelle de l'EVU pour refroidir l'IRWST.



**RAPPORT DE SURETE**  
**— DE FLAMANVILLE 3 —**

CHAPITRE 19

CENTRALES NUCLÉAIRES

**Version Publique**

SECTION 1.3FSG

Palier EPR

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

PAGE 12/25

**TAB-19.1.3FSG.1 CONDITIONS INITIALES**

□

## TAB-19.1.3FSG.2 SÉQUENCE ÉVÉNEMENTIELLE

ÉVÉNEMENT	TEMPS (s)
APRP sur la boucle 4, provoquant une chute de pression primaire	0
Signal « basse pression PZR » (Min2p)	□
Signal AAR et isolement total ARE	□
Début de l'insertion des grappes	□
Fermeture des vannes d'admission de la turbine	127,3
Isolement des chaufferettes du PZR sur signal « bas niveau PZR » (MIN3p) » □	129
Ouverture des VDA sur signal « haute pression GV » (Max1p) □	148
Signal d'injection de sécurité sur signal « basse pression PZR Min3p » □ et début du refroidissement partiel	179
Début d'injection ISMP □	378
Arrêt des GMPP sur signal « IS et bas ΔP aux bornes des GMPP » (Min1p)	542
Fin du refroidissement partiel □	640
Début d'injection du premier train ASG	1070
□ : refroidissement □ via les VDA □	1924
Début d'injection des ACCU □	2839
Train ISMP 1 arrêté □ □	6534
Train ISMP 2 arrêté □ □	8336
Isolement □ des ACCU □	8423
Fin du refroidissement □	11934

**FIG-19.1.3FSG.1 PUISSANCE LINÉIQUE DU CRAYON MOYEN (CM)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 15/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.2 PUISSANCE DU CŒUR ET DES GÉNÉRATEURS  
DE VAPEUR – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**

□



**FIG-19.1.3FSG.3 DÉBIT IS ET DÉBIT BRÈCHE – NIVEAUX D'EAU  
DANS LA CUVE**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 17/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.4 TEMPÉRATURE EN BRANCHE CHAUDE –  
TEMPÉRATURE EN BRANCHE FROIDE**



**FIG-19.1.3FSG.5 TEMPÉRATURE DE SORTIE DU CŒUR –  
TEMPÉRATURE DE LA GAINÉ DU CRAYON MOYEN**

**FIG-19.1.3FSG.6 TAUX DE VIDE À L'ENTRÉE DU CŒUR – TAUX DE VIDE À LA SORTIE DU CŒUR**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 20/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.7 TAUX DE VIDE À LA BRÈCHE – DTSAT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 21/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.8 DÉBIT ISMP – DÉBIT ACCUMULATEURS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 22/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.9 NIVEAU DU PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 23/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.10 MASSE LIQUIDE DU PRESSURISEUR**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 24/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.11 MASSES PRIMAIRE ET SECONDAIRE – NIVEAU  
DES GV (GL)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSG

PAGE 25/25

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSG.12 DÉBIT DES VDA**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSH BAISSÉ INCONTRÔLÉE DU NIVEAU PRIMAIRE SANS SIGNAL D'IS DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTATS CB, D)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENT INITIATEUR</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
<b>2.2. CRITÈRE</b>	<b>3</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>4</b>
<b>4. ANALYSE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>5</b>
<b>4.1.2. ETAT INITIAL</b>	<b>5</b>
<b>4.1.3. HYPOTHÈSES DES SYSTÈMES F1 ET DES SYSTÈMES NON CLASSÉS</b>	<b>6</b>
<b>4.1.4. PROTECTIONS ET ACTIONS DE MITIGATION</b>	<b>6</b>
<b>4.1.5. ACTIONS <span style="color: red;">□</span></b>	<b>6</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>7</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>7</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>8</b>
<b>A- -19.1.3FSH.1 ANNEXE – DÉTAILS AU SUJET DES CALCULS EFFECTUÉS</b>	<b>13</b>



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 2/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TABLEAUX :

### **TAB-19.1.3FSH.1 CONDITIONS INITIALES DU PRIMAIRE**

**PÉNALISANTES..... 10**

### **TAB-19.1.3FSH.2 TEMPS D'ENTRÉE EN ÉTAT CB1 (DÉMARRAGE ET ARRÊT**

**DE TRANCHE) ET D ..... 11**

### **TAB-19.1.3FSH.3 HYPOTHÈSES SUR LES ÉCHANGEURS DE CHALEUR DU**

**RIS/RRA ..... 12**

## **.19.1.3FSH BAISSÉ INCONTRÔLÉE DU NIVEAU PRIMAIRE SANS SIGNAL D'IS DU SYSTÈME DE PROTECTION (ÉTATS CB, D)**

### **1. DÉFINITION ET ÉVÉNEMENT INITIATEUR**

Pour cette étude, une baisse incontrôlée du niveau primaire sans signal IS en provenance du PS, dans les états Cb et D est étudiée. Cela peut se produire lorsque la décharge RCV ou sa connexion avec le circuit TEP ne se ferme pas. Pour ce scénario, un débit de décharge enveloppe, [1], est retenu.

Une baisse incontrôlée du niveau primaire dans les états Cb ou D peut conduire à la perte de l'évacuation de la puissance résiduelle par les trains RIS-RA en mode RA. Cela peut aussi entraîner un découverture du cœur et causer ainsi un endommagement des gaines du combustible.

Sans signal d'injection de sécurité (IS) en provenance du système de protection (PS), un niveau de risque acceptable est obtenu par la valorisation des dispositions RRC-A suivantes :

- le « permissif P15 diversifié » qui permet l'activation du démarrage de l'injection de sécurité sur le signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 »,
- le démarrage automatique de l'ISMP sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 ». Ce signal induit également l'isolement du circuit primaire et l'isolement de la décharge RCV.

Les deux scénarios suivants sont analysés :

- Le seuil du signal diversifié de démarrage de l'IS est atteint mais le signal d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA au PS n'est pas atteint. Dans la suite de ce chapitre, ce cas sera identifié comme étant le « scénario 1 ».
- Le signal d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA au PS est atteint avant le signal diversifié sur l'IS. Par la suite ce scénario sera identifié comme étant le « scénario 2 ».

### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

#### **2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT**

Suite à une baisse incontrôlée du niveau primaire, deux actions principales doivent être réalisées :

- assurer l'évacuation de la puissance résiduelle,
- restaurer l'inventaire en eau du circuit primaire afin d'éviter un découverture du cœur.

Le démarrage automatique des pompes ISMP est nécessaire pour :

- éviter l'arrêt des trains RIS-RA en mode RA ou retarder l'échauffement du primaire après l'arrêt des trains RIS-RA en mode RA,
- empêcher le découverture du cœur.

Suite à la défaillance du signal IS en provenance du PS (pas d'émission de signal de protection sur « Bas niveau boucle < MIN1p »), le signal diversifié est valorisé.

#### **2.2. CRITÈRE**

L'analyse de sûreté doit démontrer qu'en cas de baisse incontrôlée du niveau primaire sans signal d'IS en provenance du PS, « l'état final RRC-A » (voir section 19.1.0) peut être atteint, c'est-à-dire :

- Le cœur est sous critique.

- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

Afin de démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A (permissif P15 diversifié pour l'activation automatique de l'IS sur signal diversifié sur « Bas niveau boucle < MIN1 » et démarrage automatique de l'ISMP sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 »), les critères techniques d'acceptation associés aux conditions de fonctionnement PCC-4 sont à vérifier (cf. section 15.0.2). En pratique pour ce chapitre, le respect de ces critères sera justifié en vérifiant que :

- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée.
- Aucun découvrement du cœur n'apparaît.

### 3. SCÉNARIO

La séquence des événements est décrite ci-dessous. Les pénalisations et les hypothèses de découplage prises en compte sont décrites au § 4.

#### Scénario 1 :

- 18,5 heures après l'arrêt du réacteur lors d'un arrêt de tranche, ou 184 heures après l'arrêt du réacteur lors du démarrage de la tranche (état Cb), ou 36 heures après un arrêt du réacteur lorsque le réacteur est en état D, l'inventaire en eau du circuit primaire décroît du fait de la défaillance de la vanne de contrôle de la décharge RCV [ ].
- Le niveau boucle atteint MIN1p, mais le signal IS en provenance du PS n'est pas émis.
- Le signal IS diversifié sur « Bas niveau boucle < MIN1 » active le démarrage des quatre pompes ISMP. Au même moment, le signal d'isolement de décharge RC Vest activé (isolement du circuit primaire principal). Durant le délai nécessaire à la fermeture automatique des vannes de décharge et le délai d'obtention du plein débit de l'injection de sécurité, l'inventaire en eau du circuit primaire continue à décroître.
- Après la fermeture automatique des vannes d'isolement de la décharge, la perte d'inventaire en eau du primaire est stoppée et l'inventaire en eau augmente sous l'effet de l'injection de sécurité.
- Le signal d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA sur « Bas niveau boucle < MIN2p », en provenance du PS, n'est pas atteint.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les trois trains RIS-RA en mode RA initialement connectés. A l'issue du test d'intégrité primaire (T.I.P), [ ] à l'arrêt des trains ISMP sur des critères de niveaux de boucle (états Cb) ou piscine (état D).

#### Scénario 2 :

- 18,5 heures après l'arrêt automatique du réacteur lors d'un arrêt de tranche, ou 184 heures après l'arrêt automatique du réacteur lors du démarrage de la tranche (état Cb), ou 36 heures après l'arrêt automatique du réacteur lorsque le réacteur est en état D, l'inventaire en eau du CPP décroît du fait de la défaillance de la vanne de contrôle de la décharge RCV [ ].
- Le niveau boucle atteint MIN1p, mais le signal d'IS en provenance du PS n'est pas émis.
- Les trains RIS-RA en mode RA s'arrêtent sur « Bas niveau boucle < MIN2p », la température du primaire commence à augmenter.
- Le signal d'IS diversifié sur « Bas niveau boucle < MIN1 » active le démarrage des quatre pompes ISMP. Au même moment, le signal d'isolement de la décharge est activé (isolement du circuit primaire principal). Durant le délai nécessaire à la fermeture automatique des vannes de la décharge et le délai d'obtention du plein débit de l'injection de sécurité, l'inventaire en eau continue de décroître.
- Après la fermeture automatique des vannes d'isolement de la décharge, la perte d'inventaire en eau du circuit primaire est stoppée et l'inventaire en eau augmente sous l'effet de l'injection de sécurité.

- Dans les états Cb, deux GV disponibles participent à l'évacuation de la puissance résiduelle une fois que le circuit primaire a atteint les conditions de saturation.
- Les actions opérateur démarrent 30 minutes après le premier signal significatif. Le but de ces actions est d'assurer la connexion d'au moins un train RIS-RA en mode RA à débit réduit. A l'issue du test d'intégrité primaire (T.I.P), l'opérateur procède à l'arrêt des trains ISMP sur des critères de niveaux de boucle (états Cb) ou piscine (état D).

La différence entre les deux scénarios est que dans le scénario 2, la perte des trains RIS-RA en mode RA conduit à un échauffement du primaire. Cela peut se produire lorsque les valeurs des seuils du signal d'IS diversifié et du signal d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA au PS, dévient de leurs valeurs nominales en directions opposées en raison des incertitudes sur les différentes chaînes de mesure. Dans le scénario 2, des actions opérateurs sont nécessaires pour restaurer la capacité d'évacuation de la puissance résiduelle.

## **4. ANALYSE DE L'ACCIDENT**

### **4.1. HYPOTHÈSES**

#### **4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants affectant l'accident sont présentés ci-dessous :

- la température initiale en branche chaude [],
- le seuil du signal diversifié de démarrage de l'IS [], et le seuil d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA[],
- le temps d'isolement de la décharge RCV[],
- le délai d'injection des pompes ISMP [] et la courbe d'évolution du débit des pompes ISMP [].

Les paramètres non dominants, qui n'influent pas sur les résultats de l'étude, sont pris à leur valeur nominale ou avec incertitude (lorsque leur valeur nominale n'est pas disponible).

#### **4.1.2. Etat initial**

Les conditions de l'état initial et leurs incertitudes sont données dans les tableaux [TAB-19.1.3Fsh.1](#) et [TAB-19.1.3Fsh.2](#). Toutes les pressions sont exprimées en bar abs.

□

#### 4.1.3. Hypothèses des systèmes F1 et des systèmes non classés

Les hypothèses considérées pour les systèmes F1 sont présentées ci-dessous :

- ISMP  
Les 4 pompes ISMP sont disponibles. La loi d'évolution du débit des pompes ISMP minimum est considérée (ligne à grand débit minimum ouverte, cf. sous-chapitre 15.1). Le plein débit d'IS est obtenu 35 secondes après l'atteinte du seuil du signal de démarrage de l'IS  $\square$ . La température d'injection est prise à  $\square$ .
- Trains RIS-RA en mode RA  
Trois trains RIS-RA sont initialement en fonctionnement en mode RA. Le quatrième train est supposé être en attente en mode IS. Les hypothèses sur les échangeurs RIS-RA sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsh.3](#).
- GV  
Dans les états Cb, deux GV sont disponibles. L'inventaire en eau des GV peut être régulé par l'ASG.

La disponibilité des systèmes de régulation est listée par la suite :

- RCV  
Le débit de décharge pris en compte est maximum  $\square$ .  
Le temps nécessaire pour isoler la décharge (fermeture des vannes) est de  $\square$ .  
La charge RCV est supposée inopérante dans le but de pénaliser la perte d'inventaire du primaire.

#### 4.1.4. Protections et actions de mitigation

L'analyse est effectuée en considérant les systèmes de protection suivants :

- démarrage de l'IS sur « Bas niveau boucle < MIN1p » :  
Ce signal IS en provenance du PS est défaillant par définition de la séquence RRC-A.
- permissif P15 diversifié pour le démarrage automatique de l'IS sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 » :  
Ce permissif active la disposition RRC-A de démarrage automatique de l'IS sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 ». Les critères d'activation sont :
  - température branche chaude <  $\square$  °C dans 2 boucles sur 4,
  - Les quatre pompes primaires sont à l'arrêt.
- démarrage automatique de l'IS sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 » :  
L'appoint en eau par l'ISMP (quatre pompes disponibles) et l'isolement du circuit primaire principal (en particulier l'isolement de la décharge) sont activés sur un signal diversifié « Bas niveau boucle < MIN1 » dans 2 boucles sur 4. Le temps de réponse du signal diversifié d'IS est de  $\square$ .
- arrêt des trains RIS-RA en mode RA sur signal « Bas niveau boucle < MIN2p » :  
Dans le but d'éviter l'endommagement des pompes ISBP lié à des phénomènes de vortex lors de l'évacuation de la puissance résiduelle, les trains RIS-RA en mode RA sont arrêtés sur « Bas niveau boucle < MIN2p ».  $\square$ .

#### 4.1.5. Actions $\square$

Scénario 1 :

Dans l'état Cb1, une fois que les paramètres primaires sont stabilisés, l'opérateur va effectuer un test d'intégrité primaire (T.I.P) dans le but de vérifier si la baisse de niveau est due à une brèche isolable, une brèche non isolable ou à un mauvais fonctionnement du RCV. Si la pression primaire est au moins égale à la pression de refoulement des pompes ISMP et si le niveau boucle est égal ou supérieur à 100 %, le signal d'IS est remis à zéro et les pompes ISMP peuvent être arrêtées.



Dans les états Cb2 et Cb3 (rupture de l'intégrité du CPP), le T.I.P n'est pas réalisé. Les pompes ISMP sont arrêtées si le niveau boucle est égal ou supérieur à 100 %. Le niveau primaire est surveillé par la suite.

En état D, les pompes ISMP sont arrêtées lorsque le niveau piscine défini par la conduite est atteint. L'opérateur effectue alors un test d'intégrité primaire.

#### Scénario 2 :

Dans les états Cb, 30 minutes après le premier signal significatif, [ ] abaisse le seuil d'ouverture des VDA des deux GV disponibles.

En état Cb1, la pression primaire se stabilise à une valeur égale ou supérieure à la pression de refoulement des pompes ISMP. Une fois que la pression primaire est stabilisée, l'opérateur effectue un test d'intégrité primaire. Par la suite, si l'évacuation de la puissance résiduelle par les GV disponibles n'est pas suffisante pour faire baisser durablement la température branche chaude, le circuit primaire est refroidi par une procédure de gavé-ouvert. La reconnexion d'au moins un train RIS-RA en mode RA à débit réduit devient alors possible.

Dans les états Cb2 et Cb3, le test d'intégrité primaire ne peut pas toujours être effectué avec succès (rupture de l'intégrité primaire). Deux trains RIS-RA sont connectés en mode RA à débit réduit lorsque le niveau boucle est suffisamment élevé (supérieur à ¾ boucle) et avant que la température branche chaude n'excède 180 °C.

En état D, un train RIS-RA en mode RA est connecté par l'opérateur afin d'évacuer la puissance résiduelle. Les pompes ISMP peuvent être arrêtées dès que le niveau piscine est suffisamment élevé. L'opérateur effectue alors un test d'intégrité primaire.

## **4.2. CODES ET MÉTHODES**

La démonstration est réalisée par argumentaire établi à partir de l'analyse de la section 15.2.4q et de la section 15.2.2w.

## **4.3. RÉSULTATS**

#### Scénario 1 :

Le seuil du signal diversifié de démarrage de l'IS sur « Bas niveau boucle < MIN1 » est de [ ]. Le plein débit d'IS est obtenu 35 secondes après l'atteinte du seuil du signal de démarrage de l'IS [ ]. A cet instant, le niveau boucle est d'environ 0,43 m. Grâce à l'injection de l'ISMP, l'inventaire du circuit primaire est restauré. 15 secondes plus tard, soit 50 secondes après l'atteinte du signal diversifié de démarrage de l'IS. La décharge RCV est isolée. Le débit de décharge s'annule et la perte d'inventaire en eau du primaire est stoppée. Le niveau minimum atteint après l'isolement de la décharge (sans prendre en compte l'appoint d'eau apporté par les pompes ISMP) est de 0,42 m. Le seuil d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA [ ] n'est pas atteint. En conséquence la puissance résiduelle est évacuée par les trois trains RIS-RA en mode RA initialement connectés et le cœur n'est pas découvert.

Dans l'état Cb1, durant le démarrage de la tranche, la pression du primaire est initialement de 0,2 bar abs, ce qui correspond à une température de saturation d'environ 60° C. Les trois trains RIS-RA initialement connectés en mode RA permettent d'évacuer la puissance [ ]. Ainsi, aucun échauffement du primaire ne se produit. Plus tard durant le démarrage, le débit massique traversant les trains RIS-RA en mode RA est réduit (cf. [TAB-19.1.3Fsh.3](#)) afin d'éviter tout phénomène de cavitation.

Les actions opérateur commencent 30 minutes après l'émission du signal diversifié de démarrage de l'IS. Dans tous les cas, la puissance résiduelle est évacuée par les trois trains RIS-RA en mode RA.

En état Cb1, la pression primaire se stabilise à la pression de refoulement des pompes ISMP [ ]. Une fois que les paramètres du primaire sont stabilisés, l'opérateur effectue un test d'intégrité primaire. La décharge RCV ayant été isolée automatiquement, le circuit primaire est déclaré fermé et les pompes ISMP peuvent être arrêtées.

Dans les états Cb2 et Cb3, les pompes ISMP sont arrêtées si le niveau boucle est égal ou supérieur à 100 %. Par la suite l'évolution du niveau primaire est contrôlée. La décharge RCV ayant été isolée automatiquement, le niveau boucle reste stable.

En état D, les pompes ISMP sont arrêtées si le niveau piscine défini par la conduite est atteint. La décharge RCV ayant été isolée automatiquement, ce niveau est stable.

#### Scénario 2 :

L'analyse débute lorsque le seuil d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA  est atteint. Après l'arrêt des trains RIS-RA en mode RA, le circuit primaire commence à s'échauffer puis à se vidanger. Le seuil du signal diversifié de démarrage de l'IS sur « Bas niveau boucle < MIN1 »  est atteint après 51 secondes (cf. [A- -19.1.3Fsh.1](#)). Les quatre pompes ISMP commencent à injecter à 86 secondes. Finalement, le signal d'isolement du circuit primaire principal, conduit à l'isolement de la décharge  secondes après que le seuil d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA soit atteint. La puissance résiduelle est évacuée par l'ouverture du primaire et, dans les états Cb, par les deux GV disponibles lorsque les conditions de saturation sont obtenues. Les actions opérateur débutent 30 minutes après le signal d'arrêt des trains RIS-RA en mode RA.

Le scénario est couvert par la brèche sur un train RIS-RA en mode RA isolable DN 250 à l'extérieur de l'enceinte (cf. section 15.2.4q). Dans le cas de ce scénario de brèche sur un train RIS-RA, la quantité d'eau perdue à la brèche avant l'isolement est plus importante que dans le cas d'une baisse incontrôlée du niveau primaire. De plus, dans le cas d'une baisse incontrôlée du niveau primaire les quatre pompes ISMP sont disponibles tandis que dans le cas de la brèche sur un train RIS-RA en mode RA seulement deux pompes ISMP sont disponibles pour restaurer un niveau boucle nécessaire à la reconnexion des trains RIS-RA en mode RA. De ce fait le non-découvrement du cœur est respecté.

Dans la section 15.2.4q, la reconnexion d'un seul train RIS-RA en mode RA à débit réduit est possible en état Cb1 après la réalisation du T.I.P. Si les températures branche chaude sont trop élevées pour permettre la connexion des trains RIS-RA en mode RA, une procédure de gavé-ouvert peut être mise en œuvre pour permettre de refroidir et dépressuriser le circuit primaire.

Les trains RIS-RA peuvent être reconnectés en mode RA si la température branche chaude est inférieure à 180 °C et le niveau boucle supérieur à  $\frac{3}{4}$  boucle. Dans les états Cb2 et Cb3 de la section 15.2.4q, un niveau suffisant supérieur à  $\frac{3}{4}$  boucle peut être obtenu avant que les températures branches chaudes ne dépassent les 180 °C. Il est donc possible de reconnecter deux trains RIS-RA en mode RA à débit réduit plus tard que 30 minutes après le premier signal significatif.

En état D l'opérateur démarre deux trains RIS-RA en mode IS. Les quatre pompes ISMP et les deux trains RIS-RA en mode IS remplissent le circuit primaire et la piscine du réacteur. L'opérateur connecte un train RIS-RA en mode RA, ce qui est suffisant pour évacuer la puissance résiduelle (cf. section 15.2.2w). Lorsque le niveau dans la piscine est suffisamment élevé, les pompes ISMP et les trains RIS-RA en mode IS peuvent être mis à l'arrêt.

La recirculation d'eau entre la piscine et l'IRWST est décrite dans la section 15.2.4q.

## **5. CONCLUSION**

L'analyse de sûreté, effectuée conformément aux règles d'études RRC-A, démontre qu'après une baisse incontrôlée de niveau primaire sans signal IS issu du système de protection en états Cb et D, « l'état final RRC-A » est atteint et que les critères de sûreté du [§ 2.2](#) sont vérifiés. En cas de séquence gavé-ouvert les conséquences radiologiques sont couvertes par la section 15.2.4q et restent tolérables.

Le non-découvrement du cœur et l'évacuation de la puissance résiduelle sont assurés grâce à la mise en œuvre des dispositions RRC-A suivantes :



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 9/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

- permissif P15 diversifié pour l'activation du démarrage automatique de l'IS sur signal diversifié de « Bas niveau boucle < MIN1 »,
- signal diversifié de démarrage automatique de l'IS sur « Bas niveau boucle < MIN1 ».



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 10/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSH.1 CONDITIONS INITIALES DU PRIMAIRE  
PÉNALISANTES**

□

**TAB-19.1.3FSH.2 TEMPS D'ENTRÉE EN ÉTAT CB1  
(DÉMARRAGE ET ARRÊT DE TRANCHE) ET D**

	Etat Cb1 pendant un arrêt de tranche	Etat Cb1 pendant un démarrage de tranche	Etat D
Temps d'entrée en état Cb1 et D	18,5 h après l'AAR	184 h après l'AAR	36 h après l'AAR



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 12/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSH.3 HYPOTHÈSES SUR LES ÉCHANGEURS  
DE CHALEUR DU RIS/RRA**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 13/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSH.1 ANNEXE – DÉTAILS AU SUJET DES CALCULS EFFECTUÉS**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSH

PAGE 14/14

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSJ.1 PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT EN ÉTAT CB2, CB3, D ET E . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB2 . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB3 . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT D . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>3.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>17</b>

3.2.2. CRITÈRES . . . . .	17
3.3. SCÉNARIO . . . . .	18
3.3.1. CAS BAS NIVEAU PISCINE . . . . .	18
3.3.2. CAS HAUT NIVEAU PISCINE . . . . .	18
3.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .	19
3.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .	19
3.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .	21
3.4.3. RÉSULTATS . . . . .	21
3.5. CONCLUSION . . . . .	24
4. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT E . . . . .	25
4.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .	25
4.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .	25
4.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .	25
4.2.2. CRITÈRES . . . . .	26
4.3. SCÉNARIO . . . . .	26
4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .	27
4.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .	27
4.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .	29
4.4.3. RÉSULTATS . . . . .	29
4.5. CONCLUSION . . . . .	31
5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION . . . . .	32
6. CONCLUSION GÉNÉRALE . . . . .	32
LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .	33
A- -19.1.3FSJ.1.1 ANNEXE – PRESSION DE SOULEVEMENT DU COUVERCLE . . . . .	43
A- -19.1.3FSJ.1.2 ANNEXE – CALCUL DES DÉBITS DE RETOUR GRAVITAIRES EN ÉTAT D . . . . .	44
A- -19.1.3FSJ.1.3 ANNEXE – CALCUL DU DÉCOUVREMENT DU CŒUR ÉTAT CB3 . . . . .	50
A- -19.1.3FSJ.1.4 ANNEXE – JUSTIFICATION DU CARACTÈRE MONOPHASIQUE VAPEUR DÉCRIT AU PARAGRAPHE 3.4.3.1.2 . . . . .	52

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSJ.1.1 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB2 – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>34</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.2 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB2 – OUVERTURES PRIMAIRES.....</b>	<b>35</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.3 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB3 – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>36</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.4 VOLUMES PRIMAIRES ÉTAT CB3 .....</b>	<b>37</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.5 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ETAT CB3 – OUVERTURES PRIMAIRES.....</b>	<b>38</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.6 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT D – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>39</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.7 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT D – PARAMÈTRES DU CALCUL DES DÉBITS GRAVITAIRES .....</b>	<b>40</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.1.8 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT E – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>41</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSJ.1.1 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT D – SCHÉMATISATION DES RETOURS GRAVITAIRES.....</b>	<b>42</b>
--	-----------

## .19.1.3FSJ.1 PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT EN ÉTAT CB2, CB3, D ET E

### 1. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB2

#### 1.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

La perte totale de la chaîne de refroidissement est un accident d'échauffement du primaire engendré par la perte des quatre trains RRI/SEC. La perte des quatre trains RRI/SEC initiée en état Cb2 conduit à l'indisponibilité des systèmes suivants :

- RCV,
- échangeurs du RIS-RA,
- refroidissement des 4 pompes ISMP,
- refroidissement des pompes des trains RIS-RA 2 et 3,
- refroidissement des trains DEL 2 et 3.

Les pompes ISBP en fonctionnement sont déclenchées sur signal « haute température RRI » ou « bas débit RRI » afin de les préserver. Les pompes ISBP 1 et 4 restent opérationnelles car elles disposent d'un refroidissement diversifié par DEL qui garantit leur disponibilité en cas de perte des quatre trains RRI/SEC.

Ainsi, deux trains RIS-RA sont indisponibles, un train RIS-RA est en attente en mode IS à débit réduit, et un train RIS-RA est arrêté en mode RA. Ce dernier n'est plus valorisable en mode RA du fait de la perte de la chaîne de refroidissement, mais est démarrable  en mode IS.

#### 1.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES

##### 1.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC initié en état Cb2 est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de sauvegarde.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu du fait de l'initiateur, le fluide primaire commence à s'échauffer, rejoignant rapidement les conditions de saturation. Le non-découvrement du cœur doit alors être vérifié, étant donnée la perte d'inventaire en eau du primaire par vaporisation, mais aussi par les ouvertures du circuit primaire (les thermocouples RIC de températures et mesures de niveau cuve ont été démontés et les événements pressuriseur et cuve sont ouverts en état Cb2), qui doit être compensée par le débit d'injection d'une pompe ISBP à débit réduit.

Afin d'assurer l'évacuation de la puissance résiduelle, deux GV (1 et 4 en attente) restent disponibles et alimentés par l'ASG.

Enfin, de manière à limiter la montée en pression et en température dans l'enceinte, deux trains EVU en mode aspersion peuvent être mis en service.

##### 1.2.2. CRITÈRES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4. Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP (voir section 15.0.2) sont à vérifier. En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découverture du cœur,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

### **1.3. SCÉNARIO**

Le début de l'accident est marqué par la perte conjointe du RRI et du SEC. La séquence des événements est la suivante :

- La perte des quatre trains RRI / SEC entraîne un échauffement du RRI ou une chute du débit RRI. Les trains RIS-RA s'arrêtent sur une protection sur « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI ».
- L'atteinte du signal de protection « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement d'un train RIS-RA en mode IS du RRI vers le DEL (train 1 ou 4). Ce basculement se produit si ce train RIS-RA est déjà en service en mode IS ou lors de son démarrage automatique ou manuel en mode IS.
- Le primaire n'étant plus refroidi, l'eau primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est graduellement vaporisé jusqu'à l'atteinte du signal IS sur « Bas niveau boucle < MIN1p ». La vaporisation a pour conséquence corollaire la remontée en pression du primaire du fait des faibles ouvertures. La dégradation de l'inventaire en eau est accentuée par le dépassement des conditions de fonctionnement normal des joints d'arbre, entraînant une brèche aux joints des pompes primaires[].
- L'atteinte du signal IS temporisé sur « Bas niveau boucle < MIN1 » entraîne le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit (si le signal est toujours présent à l'issue de la temporisation ce qui permet de détecter la défaillance des trains ISMP qui n'ont pas pu restaurer l'inventaire en eau) et permet la restauration de l'inventaire en eau du primaire.
- Deux scénarios sont possibles en fonction de la taille des ouvertures du circuit primaire pour la suite de l'accident :
  - Soit la pression primaire augmente entraînant ainsi une dégradation de l'échange aux GV. Dans ce cas, l'opérateur peut se diriger vers une conduite en gavé ouvert permettant de retrouver une injection d'ISBP à débit réduit suffisante pour compenser la vaporisation dans le cœur et atteindre l'état final.
  - Soit la pression primaire reste limitée, ce qui signifie que l'échange aux GV participe à l'extraction de puissance. Dans ce cas, la basse pression primaire permet à l'ISBP d'injecter au moins le delta entre le débit vaporisé dans le cœur et le débit condensé sur les GV et atteindre l'état final.

### **1.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

#### **1.4.1. HYPOTHÈSES**

Toutes les valeurs de pression indiquées par la suite sont des pressions absolues.

### 1.4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS

#### 1.4.1.1.1. COURT TERME

Les paramètres dominants pour la vérification du non découverture du cœur à court terme, ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- Puissance résiduelle (maximisée) ;
- Température initiale du primaire (maximisée) ;
- Inventaire en eau primaire initial (minimisé) ;
- Taille des ouvertures primaires (maximisées avec prise en compte de la brèche aux joints des pompes primaires) ;
- Débit d'ISBP en mode réduit (minimisé) ;
- Température d'injection de l'IS (prise égale à la température de saturation du primaire) ;
- Echanges primaire-secondaire (minimisés).

#### 1.4.1.1.2. LONG TERME

Pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire reste suffisant pour empêcher un découverture du cœur, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP réduit ainsi qu'un débit EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

Pour le non-découverture du cœur à long terme, les paramètres dominants sont identiques à ceux de l'aspect court terme énumérés ci-dessus.

Les paramètres dominants pour la pénalisation du niveau IRWST sont les suivants :

- Débit EVU (maximisé) ;
- Débit ISBP en mode réduit (maximisé) ;
- Capacité de rétention du primaire (maximisée) ;
- Capacité de rétention du BR (maximisée) ;
- Capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

### 1.4.1.2. ÉTAT INITIAL

L'état Cb2 est une sous-division de l'état C3, dans lequel le permissif P15 est validé.

Le passage en état Cb2 a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et des systèmes disponibles.

Plus particulièrement, l'entrée en état Cb2 lors de l'arrêt de tranche est marquée par la rupture définitive de l'intégrité primaire, qui intervient au plus tôt 21h après l'arrêt du réacteur.

Durant l'état Cb2, les lances d'instrumentation cuve sont déconnectées mécaniquement et l'évent cuve est déposé, créant ainsi de faibles ouvertures primaires non refermables. Le niveau primaire est au minimum aux  $\frac{3}{4}$  boucles et le balayage en azote a été effectué. L'ensemble du primaire est à 1 bar abs, et la température maximale du primaire est de  $\square\square^{\circ}\text{C}$ .

Lors de la phase d'arrêt, l'opérateur passe le train RIS-RA 1 en attente en mode IS. Trois trains RIS-RA restent donc actifs en mode RA et assurent le refroidissement du primaire.

Deux GV sont disponibles et en attente. Leur pression initiale est au maximum de [ ] bar abs, et les VDA sont tarées [ ].

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

La sortie de l'état Cb2 et l'entrée en état Cb3 est marquée par le début du dévissage des goujons de cuve.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.1](#). Les ouvertures primaires considérées sont précisées dans le [TAB-19.1.3Fsj.1.2](#).

#### 1.4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES

La puissance résiduelle initiale du calcul est prise de façon enveloppe égale à la valeur à l'entrée en état Cb2 [ ]. La loi de puissance résiduelle B+C [ ] du sous-chapitre 15.1 est utilisée.

#### 1.4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
La durée minimale d'injection des ISMP sans refroidissement des pompes n'est pas connue avec précision. Par conséquent, aucune ISMP n'est créditée dans l'étude de l'accident.
- ISBP  
Le démarrage automatique de l'ISBP en attente en mode réduit sur Bas niveau boucle est considéré. Une pompe ISBP, dont le refroidissement diversifié est assuré par le DEL, peut injecter.  
La courbe caractéristique d'injection minimale de l'ISBP en mode réduit est retenue dans l'étude des aspects cœur (voir sous-chapitre 15.1), ainsi qu'une température découplée prise égale à la température de saturation du primaire.  
Le débit maximal d'injection [ ] est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant toute la phase d'arrêt.
- ASG  
L'alimentation de secours des GV est disponible sur les 2 GV en attente (1 et 4).
- EVU  
Deux trains EVU sont disponibles pour évacuer la puissance de l'enceinte.
- GMPP  
Cette séquence, initiée en état Cb2, est susceptible de conduire à des conditions dépassant les conditions de fonctionnement normal des joints d'arbre. Une brèche aux joints des pompes primaires [ ] est donc considérée dans cette étude.
- VDA  
En situation de perte totale de la chaîne de refroidissement, les VDA des deux GV en attente (1 et 4) sont disponibles. La consigne de pression des VDA [ ] puis est abaissée [ ].
- système de ventilation  
La déconnexion des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3 est postulée à 2h, afin d'éviter l'apparition de signaux intempestifs après échauffement des équipements.

#### 1.4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA  
L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané à l'instant initial.
- basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4  
Il est automatique et postulé au moment du démarrage manuel ou automatique du train RIS-RA en mode IS.

- signal IS  
Le signal IS intervient sur signal « Bas niveau boucle < MIN1p » minoré des incertitudes en conditions dégradées [1]. Un temps de réponse global des chaînes au PS [1] (Bas niveau boucle < MIN1) et un délai de 15 s pour l'atteinte du plein débit sont considérés. Une temporisation [1] est respectée pour détection de la perte des pompes ISMP.
- L'ASG démarre dans les deux GV lorsque le niveau GV GL passe en dessous de [1] % dans un des deux GV si l'échange aux GV est restauré.

#### 1.4.1.6. [1]

[1]

### 1.4.2. MÉTHODE ET CALCUL

L'aspect court terme de l'accident de perte des quatre trains RRI/SEC en état Cb2 est traité par argumentaire, comparativement à l'accident de MDTG dans ce même état.

L'aspect long terme de l'accident (atteinte de l'état final) de perte des quatre trains RRI/SEC en état Cb2 est traité par argumentaire. Les aspects P & T ne sont pas l'objet de cette section et sont traités au paragraphe 3 de la section 6.2.1 du Rapport de Sûreté.

### 1.4.3. RÉSULTATS

#### 1.4.3.1. NON-DÉCOUVERTEMENT DU CŒUR À COURT TERME

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC, sous les hypothèses décrites aux paragraphes précédents, est couvert par l'étude du MDTG en état Cb2 (voir section 19.1.3Fsj.2).

En effet, en cas de MDTG en état Cb2, le démarrage automatique des diesels d'ultime secours implémenté sur un signal de « Manque de tension LJ », conditionné par la validation du permissif P15 « GMPP arrêtés », permet, dès l'apparition du signal, le démarrage d'une pompe ISBP en mode réduit (pompe du train RIS-RA 1), alimentée par un diesel d'ultime secours. Ainsi, en considérant la temporisation [1], un temps de réponse global des chaînes de [1] pour l'atteinte du plein débit, l'injection de l'ISBP débute [1] min [1] après l'apparition du signal « Bas niveau boucle MIN1p » .

En cas de Perte RRI/SEC initiée en état Cb2, la pompe ISBP du train RIS-RA 1 en attente en mode IS démarre dès l'atteinte du signal IS (avec les mêmes temporisations). Les conditions initiales et les hypothèses sur les pompes IS étant les mêmes, la démonstration de l'évolution de l'inventaire en eau de l'accident de perte RRI/SEC est donc identique à celle du MDTG dans le même état pour l'aspect court-terme. Le non-découvrement du cœur étant démontré dans l'étude du MDTG en état Cb2 (section 19.1.3Fsj2), il en est de même pour l'accident de perte RRI/SEC en état Cb2.

Coté secondaire, en cas de Perte RRI/SEC en état Cb2, deux GV sont alimentés par une pompe ASG chacun et participent à l'évacuation de la puissance résiduelle, alors qu'en MDTG en état Cb2, seule une pompe ASG alimentée par un diesel d'ultime secours alimente les deux GV en attente. . Ainsi, l'évacuation de la puissance résiduelle étant démontrée dans l'étude du MDTG en état Cb2 (section 19.1.3Fsj2), il en est de même pour l'accident de perte RRI/SEC en état Cb2.

#### 1.4.3.2. ASPECTS LONG TERME

Dans le cadre des études RRC-A, il est nécessaire de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A.

La démonstration de l'atteinte de l'état final se découpe en deux étapes :

- la démonstration de la mise en place d'une recirculation suffisante entre la piscine réacteur et l'IRWST, permettant une injection d'ISBP à débit réduit et un débit EVU jusqu'à l'état final RRC-A,
- la démonstration du non-découvrement du cœur à long terme.



#### 1.4.3.2.1. RECIRCULATION DE LA PISCINE BR VERS L'IRWST

Pour assurer l'atteinte de l'état final RRC-A, il est nécessaire de garantir l'injection ISBP et un débit EVU. Pour ce faire, le volume minimal de l'IRWST ne doit pas passer en dessous de  $10 \text{ m}^3$ , ce qui correspond à un niveau IRWST minimal  $10 \text{ m}$  nécessaire au fonctionnement normal des pompes EVU. Ce niveau est enveloppe vis-à-vis des conditions de fonctionnement de la pompe ISBP  $10 \text{ m}$ , et doit être respecté avec une ambiance dégradée dans l'enceinte  $10 \text{ m}$ .

L'injection de sécurité ainsi qu'une partie de l'aspersion EVU remplissent la piscine réacteur tout en vidangeant l'IRWST. Les vannes de fond de piscine permettent la vidange gravitaire de la piscine réacteur vers l'IRWST. Il est donc nécessaire de s'assurer qu'au niveau minimal de l'IRWST, le débit de retour gravitaire est au moins égal au débit injecté, permettant ainsi l'atteinte d'un état stable dans l'IRWST.

##### Débit maximal injecté

Le débit maximal de transfert de l'IRWST vers la piscine réacteur correspond à la somme du débit maximal de l'ISBP réduit  $10 \text{ m}^3/\text{h}$  et de la fraction de l'EVU captée par la piscine réacteur  $10 \text{ m}^3/\text{h}$ .

##### Débit de retour

De manière conservatrice, il s'agit donc de calculer la hauteur motrice minimale lorsque le volume IRWST atteint  $10 \text{ m}^3$ . Le calcul est le suivant :

- inventaire initial en eau de l'IRWST  $10 \text{ m}^3$  (minimisé),
- inventaire initial en eau du primaire  $10 \text{ m}^3$  (minimisé, niveau  $3/4$  boucle),
- volume maximal du primaire  $10 \text{ m}^3$  (maximisé),
- volume de rétention du bâtiment réacteur, incluant la part vapeur dans l'enceinte  $10 \text{ m}^3$  (maximisé).

$10 \text{ m}^3$

Compte-tenu du dimensionnement des vannes PTR ainsi que des pertes de charge dans les lignes de retour, un débit minimal de  $10 \text{ m}^3/\text{h}$  de la piscine réacteur vers l'IRWST est assuré lorsque le niveau piscine atteint  $10 \text{ m}$  mètres  $10 \text{ m}$ .

L'opérateur est assuré d'avoir  $10 \text{ m}^3$  un niveau IRWST suffisant pour permettre l'injection de l'ISBP en mode débit réduit et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

#### 1.4.3.2.2. NON-DÉCOUVREMENT DU CŒUR À MOYEN ET LONG TERME

L'évolution à long terme de l'accident dépend de la séquence accidentelle, et tout particulièrement de la prise en compte de l'injection des ISMP avant la défaillance des pompes. Deux évolutions long terme sont envisageables :

- Cas 1 : forte augmentation de pression primaire, conduite en gavé-ouvert  
Dans le cas où un fort remplissage du primaire intervient à cause de l'injection simultanée des quatre ISMP, l'échange aux GV est fortement dégradé. En effet, la présence d'azote dans la partie supérieure des épingles empêche la mise en route d'une circulation naturelle, et le faible volume vapeur ainsi que la présence d'azote dégradent fortement l'échange en caloduc inverse. Les ouvertures du circuit primaire étant très faibles et l'échange aux GV étant dégradé, il est possible que la pression primaire augmente.  
Dans ce cas, l'opérateur se dirige vers une conduite en gavé-ouvert : l'ouverture des vannes de décharge du pressuriseur permet d'abaisser la pression primaire et d'atteindre un débit ISBP réduit supérieur au débit vaporisé dans le cœur.  
L'injection d'ISBP réduit pouvant se prolonger à long terme grâce au basculement automatique du refroidissement des pompes ISBP du RRI vers le DEL, cette situation stable permet une injection d'ISBP jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.
- Cas 2 : Restauration d'un échange aux GV  
Dans le cas d'un inventaire primaire plus faible, dû à une défaillance rapide ou au non démarrage des ISMP, un échange partiel aux GV est restauré. Il est alors possible qu'à moyen terme, la

pression primaire se stabilise au-dessus de la pression de refoulement de l'ISBP réduit  $\square$  tout en restant en dessous de la pression à laquelle l'opérateur initie le gavé-ouvert. Dans cette situation pénalisante, l'inventaire primaire est graduellement consommé jusqu'à la vidange des tubes GV. Une fois les tubes GV vides côté primaire, un échange primaire secondaire peut s'instaurer de manière très efficace en régime caloduc inverse. Les GV sont alimentés du côté secondaire par l'ASG démarré automatiquement sur bas niveau GV, et la pression de tarage des VDA est de  $\square$  bar abs. La pression primaire baisse alors et vient se caler sur la pression secondaire. A cette pression, le débit injecté par l'ISBP réduit est supérieur au débit vaporisé dans le cœur et l'inventaire en eau primaire croît de nouveau. L'injection d'ISBP réduit peut se prolonger à long terme grâce au basculement automatique du refroidissement des pompes ISBP du RRI vers le DEL.

A long terme, soit l'échange peut se dégrader à nouveau du fait du remplissage du primaire (retour au début du cas 2, voire basculement en cas 1), soit une situation d'équilibre est trouvée entre débit brèche, débit vaporisé dans le cœur, débit condensé aux GV et débit ISBP réduit.

Dans tous les cas, une situation sans découverture du cœur s'instaure jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

### **1.5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 1.2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte totale de la chaîne de refroidissement (RRI/SEC) en état Cb2 :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par l'intermédiaire des deux GV via les VDA et l'ASG si l'échange au GV est maintenu ainsi que par la mise en service des trains EVU par l'opérateur.
- Le non-découverte du cœur est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- Le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL.
- Le démarrage automatique sur signal temporisé au PS « Bas niveau boucle < MIN1 » du train ISBP disponible en mode réduit pour appoint au circuit primaire.
- La mise en service  $\square$  de deux EVU en mode aspersion.

## **2. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT CB3**

### **2.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

La perte totale de la chaîne de refroidissement est un accident d'échauffement du primaire engendré par la perte des quatre trains RRI/SEC.

La perte des quatre trains RRI/SEC initiée en état Cb3 conduit à l'indisponibilité des systèmes suivants :

- RCV,
- échangeurs du RIS-RA,
- refroidissement des 4 pompes ISMP,
- refroidissement des pompes des trains RIS-RA 2 et 3,

- refroidissement des trains DEL 2 et 3.

Les pompes ISBP en fonctionnement sont déclenchées sur signal « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI » afin de les préserver. Les pompes ISBP 1 et 4 restent opérationnelles car elles disposent d'un refroidissement diversifié par DEL qui garantit leur disponibilité en cas de perte des quatre trains RRI/SEC.

Ainsi, deux trains RIS-RA sont indisponibles, un train RIS-RA est en attente en mode IS à débit réduit, et un train RIS-RA est arrêté en mode RA. Ce dernier n'est plus valorisable en mode RA du fait de la perte de la chaîne de refroidissement, mais est démarrable  en mode IS.

## **2.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **2.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC initié en état Cb3 est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de sauvegarde.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu, le fluide primaire commence à s'échauffer, rejoignant rapidement les conditions de saturation. Suite à la formation de vapeur dans le circuit primaire, la pression primaire augmente rapidement en raison de la faible ouverture primaire, pouvant alors dépasser la valeur limite  au delà de laquelle le couvercle de cuve peut se soulever. Le non-découvrement du cœur doit alors être vérifié, étant donnée la perte d'inventaire en eau du primaire par vaporisation, mais aussi par les ouvertures du circuit primaire, qui doit être compensée par le débit d'injection de la pompe ISBP en mode débit réduit.

De même, l'atteinte de l'état final RRC-A dépend de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST afin de maintenir un niveau IRWST suffisant pour assurer le bon fonctionnement des pompes RIS-RA en mode IS à débit réduit et de l'EVU.

### **2.2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4. Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP (voir section 15.0.2) sont à vérifier.

En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découvrement du cœur,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- La mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

## **2.3. SCÉNARIO**

Le début de l'accident est marqué par la perte conjointe du RRI et du SEC. La séquence des événements est la suivante :

- La perte des quatre trains RRI / SEC entraîne un échauffement du RRI et une chute du débit RRI. Les trains RIS-RA s'arrêtent sur une protection « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI ».
- L'atteinte du signal protection « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement du train RIS-RA en mode IS du RRI vers le DEL (train 1 ou 4). Ce basculement se produit si ce train RIS-RA est déjà en service en mode IS ou lors de son démarrage automatique ou manuel en mode IS.
- Le primaire n'étant plus refroidi, l'eau primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est graduellement vaporisé jusqu'à l'atteinte du signal IS sur « Bas niveau boucle < MIN1p ». La vaporisation a pour conséquence corollaire la remontée en pression du primaire du fait des faibles ouvertures (qui sont identiques à l'état Cb2 dans un premier temps).
- Le couvercle de cuve étant dégoujonné, une fois que la pression dépasse la pression de soulèvement du couvercle, une ouverture de grande taille est créée.
- Le soulèvement du couvercle accélère la vidange du circuit primaire, mais maintient la pression primaire (au niveau du couvercle) à la pression de soulèvement du couvercle. L'injection d'ISBP à débit réduit est donc possible.
- L'atteinte du signal IS temporisé sur « Bas niveau boucle < MIN1 » entraîne le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit (si le signal est toujours présent à l'issue de la temporisation ce qui permet de détecter la défaillance des trains ISMP qui n'ont pas pu restaurer l'inventaire en eau). Le débit ISBP réduit permet au moins de compenser la vaporisation de l'inventaire en eau primaire, et permet donc l'atteinte d'une situation stable jusqu'à l'état final.

## **2.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **2.4.1. HYPOTHÈSES**

Toutes les valeurs de pression indiquées par la suite sont des pressions absolues.

#### **2.4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

##### **2.4.1.1.1. COURT TERME**

Les paramètres dominants pour la vérification du non-découvrement du cœur à court terme, ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- puissance résiduelle (maximisée),
- température initiale du primaire (maximisée),
- inventaire en eau primaire initial (minimisé),
- taille des ouvertures primaires (maximisée),
- pression de soulèvement du couvercle (maximisée pour minimiser l'injection d'IS),
- débit ISBP en mode réduit (minimisé),
- délai avant injection effective de l'ISBP en mode débit réduit (maximisé).

##### **2.4.1.1.2. LONG TERME**

Pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire reste suffisant pour empêcher un découvrement du cœur, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP à débit réduit et un débit EVU jusqu'à l'état final RRC-A.

Pour le non-découvrement du cœur à long terme, les paramètres dominants sont identiques à ceux de l'aspect court terme énumérés ci-dessus.

Les paramètres dominants pour la pénalisation du niveau IRWST sont les suivants :

- débit EVU (maximisé),

- débit ISBP en mode réduit (maximisé),
- capacité de rétention du primaire (maximisée),
- capacité de rétention du BR (maximisée),
- capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude est de démontrer l'atteinte l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

#### 2.4.1.2. ÉTAT INITIAL

L'état Cb3 est une sous-division de l'état C3, dans lequel le permissif P15 est validé.

Le passage en état Cb3 a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et systèmes disponibles.

Plus particulièrement, à l'arrêt de la tranche, l'entrée en état Cb3 est marquée par le début du dévissage des goujons du couvercle de cuve, qui intervient au plus tôt 26 heures après l'arrêt du réacteur.

Durant l'état Cb3, le couvercle est dégoujonné, puis la machine de serrage et desserrage des goujons est retirée préalablement à la levée du couvercle (entrée en état D). Le niveau primaire est aux  $\frac{3}{4}$  boucles et le balayage en azote a été effectué.

Lors de la phase d'arrêt, l'opérateur passe le train RIS-RA 1 en attente en mode IS. Trois trains RIS-RA en mode RA restent donc actifs et assurent le refroidissement du primaire.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

Tous les GV sont indisponibles dans cette phase.

La sortie de l'état Cb3 et l'entrée en état D est marquée par le début du soulèvement du couvercle de cuve.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.3](#).

Les ouvertures primaires considérées sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.5](#).

#### 2.4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES

La puissance résiduelle initiale du calcul est prise de façon enveloppe égale à la valeur à l'entrée en état Cb3. La loi de puissance résiduelle B+C du sous-chapitre 15.1 est utilisée.

#### 2.4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
La durée minimale d'injection des ISMP sans refroidissement des pompes n'est pas connue avec précision. Par conséquent, aucune ISMP n'est créditée dans l'étude de l'accident.
- ISBP  
Le démarrage automatique d'une pompe ISBP en mode réduit sur « Bas niveau boucle < MIN1 » est considéré. Une pompe ISBP, dont le refroidissement diversifié est assuré par le DEL, peut injecter.

La courbe caractéristique d'injection minimale de l'ISBP en mode réduit est retenue dans l'étude des aspects cœur (voir sous-chapitre 15.1), ainsi qu'une température découplée prise égale à la température de saturation du primaire.

Le débit maximal d'injection  $\dot{Q}_{inj}$  est retenu pour l'aspect recirculation.

- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant toute la phase d'arrêt.
- ASG  
Aucun GV n'étant disponible, l'ASG n'est pas créditée dans l'étude.
- EVU  
Deux trains EVU sont disponibles pour évacuer la puissance de l'enceinte.
- GMPP  
Cette séquence, initiée en état Cb3, est susceptible de conduire à des conditions dépassant les conditions du fonctionnement normal des joints d'arbre. Cette séquence peut donc être une séquence en situation dégradée présentant des joints défailants. En conséquence, une brèche aux joints des pompes primaires  $\dot{Q}_{inj}$  est donc considérée dans cette étude au-delà de 12 h.
- système de ventilation  
La déconnexion des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3, pour éviter l'apparition de signaux intempestifs après échauffement des équipements est postulée à 2h.

#### 2.4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA  
L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané à l'instant initial.
- basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4  
Il est automatique et postulé au moment du démarrage manuel ou automatique du train RIS-RA en mode IS.
- signal IS  
Le signal IS intervient sur signal « bas niveau boucle MIN1p » minoré des incertitudes en conditions dégradées  $\dot{Q}_{inj}$ . Un temps de réponse global des chaînes au PS  $\dot{Q}_{inj}$  (« Bas niveau boucle < MIN1 ») et un délai  $\dot{Q}_{inj}$  pour l'atteinte du plein débit sont considérés. Une temporisation  $\dot{Q}_{inj}$  est respectée pour détection d'une perte des pompes ISMP

#### 2.4.1.6. $\dot{Q}_{inj}$

$\dot{Q}_{inj}$

#### 2.4.2. MÉTHODE ET CALCUL

La démonstration du non-découvrement du cœur suite à une perte des quatre trains RRI/SEC en état Cb3 est traitée par un calcul réalisé en trois phases. Les trois phases considérées sont les suivantes :

- La phase 1 couvre l'échauffement homogène jusqu'à saturation du volume d'eau contenu dans le plenum supérieur et le cœur.
- La phase 2 conduit à l'expulsion de tout le volume d'eau se situant au dessus du bas des colonnes des guides de grappes. De manière conservatrice, la phase 2 est considérée instantanée.
- La phase 3 couvre la vaporisation du volume compris entre le dessus du cœur et le bas des colonnes des guides de grappes avant le démarrage de l'injection de l'ISBP en mode réduit.

La démonstration de sûreté est basée sur :

- une évaluation de la masse d'eau restant au dessus du cœur, non expulsée au cours de la phase 2,
- une comparaison du temps de vaporisation de la masse d'eau restante au dessus du cœur avec le délai avant démarrage de l'ISBP en mode réduit (avec prise en compte du temps de réponse de

la chaîne de contrôle commande, de la temporisation et du délai avant atteinte du plein débit (ISBP), pour démontrer l'absence de découvrement du cœur,

- une évaluation du débit de vaporisation et la démonstration de sa compensation par le débit d'ISBP en mode réduit pour démontrer l'équilibre massique à long terme du circuit primaire.

### **2.4.3. RÉSULTATS**

#### **2.4.3.1. NON-DÉCOUVREMENT DU CŒUR**

- phase 1 : échauffement puis vaporisation du fluide primaire jusqu'à la phase d'expulsion par les colonnes des guides de grappes

Au début de l'accident, le niveau primaire est régulé à  $\frac{3}{4}$  boucle. Le volume d'eau contenu dans le cœur, le plenum supérieur est alors de  $\square$  m<sup>3</sup>.

La puissance résiduelle est prise égale à  $\square$  MW (voir tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.3](#)).

Lors de cette phase, le fluide primaire s'échauffe et la pression primaire augmente pour atteindre les conditions de saturation jusqu'au soulèvement du couvercle.

En effet, le couvercle de cuve étant dégoujonné, le dépassement de la pression de soulèvement du couvercle entraîne son soulèvement, et donc une augmentation des ouvertures primaires permettant ainsi l'expulsion du fluide primaire en phase 2.

La pression différentielle nécessaire au soulèvement du couvercle avec la machine de serrage et de desserrage des goujons est évaluée  $\square$  (voir [A- -19.1.3Fsj.1.1](#)). La pression maximale atteinte sous le couvercle en état Cb3 est donc d'approximativement  $\square$  bar abs.

Par conservatisme vis-à-vis du calcul du débit vapeur en [A- -19.1.3Fsj.1.3](#), l'analyse considère qu'en fin de phase 1, le fluide primaire est donc à saturation  $\square$ .

- phase 2 : expulsion instantanée du fluide primaire par les colonnes des guides de grappes

Le volume de fluide primaire expulsé au cours de la phase 2 correspond au volume compris entre le niveau initial à  $\frac{3}{4}$  boucle et le bas des colonnes des guides de grappes  $\square$  (voir tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.4](#) et [A- -19.1.3Fsj.1.3](#)).

Par conservatisme vis-à-vis de la démonstration du non découvrement du cœur, cette phase est supposée instantanée induisant notamment une vidange immédiate des branches chaudes. Dès lors, ce conservatisme impose de démontrer en phase 3 que le volume d'eau à vaporiser garantissant l'absence de découvrement du cœur est suffisant pour couvrir la durée avant le démarrage puis l'atteinte du plein débit de l'IS à débit réduit  $\square$ .

Par ailleurs, le volume expulsé considéré prend en compte notamment le volume d'eau des branches froides et de la descente annulaire au-dessus du bas des guides de grappes  $\square$ . Or, cette eau est celle qui se trouvera dans le cœur à l'issue de la phase 2 d'expulsion puisque l'eau des branches froides et de la descente annulaire est expulsée par le couvercle en passant par le cœur.

- phase 3 : vaporisation jusqu'à l'injection de sécurité

En considérant la temporisation  $\square$ , un temps de réponse global des chaînes de contrôle commande  $\square$  et un délai  $\square$  pour l'atteinte du plein débit, l'injection de l'ISBP à débit réduit débute  $\square$  min  $\square$  après l'atteinte en phase 2 du seuil « Bas niveau boucle < MIN1p ».

A l'issue de la phase 2, le volume géométrique restant au dessus du cœur et dans la partie annulaire (entre le haut du cœur et le bas des colonnes des guides de grappes) vaut  $\square$  m<sup>3</sup> (tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.4](#)). En considérant un débit de vaporisation de  $\square$  kg/s, le temps de vaporisation de la masse d'eau au dessus du cœur est de  $\square$  s pour un taux de vide de 0 (voir [A- -19.1.3Fsj.1.3](#)). Dans ces conditions, le démarrage de l'IS interviendrait avant la vaporisation complète du volume d'eau garantissant le non découvrement du cœur.

Le taux de vide « limite » qui conduit au démarrage de l'IS à débit réduit avant la vaporisation complète du volume d'eau, garantissant le non découvrement du cœur est  $\square$  (voir [A- -19.1.3Fsj.1.3](#)).

Afin de garantir le non-découvrement du cœur indépendamment du taux de vide un apport minimum  $\square$  est requis (voir [A- -19.1.3Fsj.1.3](#)).

Compte tenu :

- du conservatisme retenu vis-à-vis de la phase 2 qui considère  $\square$  m<sup>3</sup> expulsés de manière instantanée,
- du conservatisme relatif à l'expulsion instantanée de l'eau contenue dans les branches froides,

- de la non valorisation de l'alimentation du cœur par la descente annulaire pendant la phase 3 par effet gravitaire,

le découvrément du cœur avant le démarrage IS peut être exclu.

Le démarrage de l'IS à débit réduit garantit le non découvrément du cœur puisque  $\dot{m}_{IS}$ , le débit de vaporisation vaut environ  $\dot{m}_{v}$  kg/s et le débit d'injection de l'ISBP à débit réduit à cette pression vaut environ  $\dot{m}_{inj}$  kg/s.

La prise en compte à 12 h d'une brèche aux joints des pompes primaires avec une  $\dot{m}_{br}$  n'a pas d'impact sur le non-découvrement. En effet,  $\dot{m}_{br}$  le débit associé à la brèche aux joints est de  $\dot{m}_{br}$  kg/s, le débit de vaporisation vaut environ  $\dot{m}_{v}$  kg/s et le débit d'injection de l'ISBP à débit réduit à cette pression vaut environ  $\dot{m}_{inj}$  kg/s.

Le débit vaporisé dans le cœur et perdu à la brèche aux joints des pompes primaires sont alors largement compensé par l'injection d'IS et ce jusqu'à l'état final RRC-A.

### 2.4.3.2. RECIRCULATION DE LA PISCINE BR VERS L'IRWST

Tout comme dans l'état Cb2 décrit au § 1.4.3.2.1., il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP à débit réduit et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final.

La démonstration de l'état Cb2 s'applique à l'état Cb3, puisque les débits d'IS maximisés considérés au § 1.4.3.2.1. sont aussi enveloppes de la situation en état Cb3. Ainsi, un niveau minimum dans l'IRWST est assuré permettant la recirculation de l'eau par la pompe ISBP et les trains EVU. La mise en place de la recirculation entre la piscine BR et l'IRWST permet donc de garantir l'atteinte de l'état final RRC-A  $\square$ .

## 2.5. CONCLUSION

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 2.2.2., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte totale de la chaîne de refroidissement (RRI/SEC) en état Cb3 :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de deux EVU par l'opérateur.
- Le non-découvrement du cœur est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
- le démarrage automatique sur signal temporisé au PS « Bas niveau boucle < MIN1 » du train RIS-RA 1 initialement en attente en mode IS à débit réduit pour appoint au circuit primaire,
- la mise en service  $\square$  de deux EVU en mode aspersion.

## 3. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT D

### 3.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

La perte totale de la chaîne de refroidissement est un accident d'échauffement du primaire engendré par la perte des quatre trains RRI/SEC.

La perte des quatre trains RRI/SEC en état D conduit à l'indisponibilité des systèmes suivants :



- RCV,
- échangeurs du RIS-RA,
- refroidissement des 4 pompes ISMP,
- refroidissement des pompes des trains RIS-RA 2 et 3,
- refroidissement des trains DEL 2 et 3.

Les pompes ISBP en fonctionnement sont déclenchées sur signal « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI » afin de les préserver. Les pompes ISBP 1 et 4 restent opérationnelles car elles disposent d'un refroidissement diversifié par DEL qui garantit leur disponibilité en cas de perte des quatre trains RRI/SEC.

Ainsi, deux trains RIS-RA sont indisponibles, le train RIS-RA 1 est en attente en mode IS à débit réduit, et un train RIS-RA est arrêté en mode RA. Ce dernier n'est plus valorisable en mode RA du fait de la perte de la chaîne de refroidissement, mais est démarrable □ en mode IS.

## **3.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **3.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC en état D est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de sauvegarde.

Durant l'état D, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur. Le couvercle de cuve est soulevé, et le niveau piscine est graduellement augmenté□.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu, le fluide primaire (circuit primaire et piscine BR) commence à s'échauffer, rejoignant progressivement les conditions de saturation. Du fait de la vaporisation de l'eau, le niveau dans la piscine BR décroît, un risque de découverture du combustible ne peut être écarté.

De même, l'atteinte de l'état final RRC-A dépend de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST afin de maintenir un niveau IRWST suffisant pour assurer le bon fonctionnement des pompes RIS-RA en mode IS à débit réduit et de l'EVU.

### **3.2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4. Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP (voir section 15.0.2) sont à vérifier.

En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découverture du cœur,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- La mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

### **3.3. SCÉNARIO**

Le début de l'accident est marqué par la perte conjointe du RRI et du SEC. La séquence des événements est la suivante :

- La perte du RRI / SEC entraîne un échauffement du RRI et une chute du débit RRI. Les trains RIS-RA en mode RA s'arrêtent sur une protection « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI ».
- L'atteinte du signal de protection « Haute température RRI » ou « Bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement du train RIS-RA 1 en mode IS du RRI vers le DEL (train 1 ou 4). Ce basculement se produit si ce train RIS-RA est déjà en service en mode IS ou lors de son démarrage automatique ou manuel en mode IS. Tous les trains RIS-RA en mode RA sont arrêtés automatiquement, y compris le train doté d'un refroidissement diversifié sur le DEL.
- Le primaire n'étant plus refroidi, l'eau primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est progressivement vaporisé. A partir de cet instant deux évolutions sont possibles :
  - Si le niveau piscine est inférieur au seuil de haut niveau , le train RIS-RA 1 en attente est automatiquement démarré en mode IS à débit réduit sur signal temporisé « Bas niveau boucle < MIN1 ». Ce cas est appelé « cas bas niveau piscine » dans la suite de la démonstration.
  - Si le niveau piscine est supérieur ou égal au seuil de haut niveau  et si l'ISBP n'injecte pas automatiquement, . Ce cas est appelé « cas haut niveau piscine » dans la suite de la démonstration.
- ouverture des vannes de fond de piscine , afin d'assurer une recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST,
- mise en service  de deux trains EVU en mode aspersion.

#### **3.3.1. CAS BAS NIVEAU PISCINE**

- Le débit d'injection d'ISBP à débit réduit permet au moins de compenser la vaporisation de l'inventaire en eau primaire, et permet donc l'atteinte d'une situation stable jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.
- 30 min après la première alarme significative, l'opérateur procède à un arrêt en local des quatre trains RRI en service qui sera effectif 1h après la première alarme significative.
- 1h après la première alarme significative,  ouvre les vannes de fond de piscine, permettant ainsi le remplissage de l'IRWST et donc l'établissement d'une situation stable jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.
- À partir de 2h après la première alarme significative,  deux trains EVU en mode aspersion afin d'évacuer la puissance résiduelle. Cette action n'est possible qu'au bout de 2h après la première alarme significative afin de pouvoir réaliser préalablement les opérations d'injection de soude dans l'IRWST .

#### **3.3.2. CAS HAUT NIVEAU PISCINE**

- La hauteur motrice de la piscine est suffisante pour assurer des débits retour dans la zone du cœur. Ces débits s'établissent par les jeux entre les internes supérieurs et inférieurs et par le biais des ajutages d'aspersion.
- 30 min après la première alarme significative, l'opérateur procède à un arrêt en local des quatre trains RRI en service qui sera effectif 1h après la première alarme significative.
- 1h après l'évènement initiateur,  ouvre les vannes de fond de piscine, permettant ainsi le remplissage de l'IRWST.

- A partir du moment où le niveau piscine passe sous le seuil de  $\square$  m,  $\square$  :
  - une pompe ISBP en mode réduit, ce qui permet de compenser le débit vaporisé dans le cœur jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A,
  - deux trains EVU en mode aspersion afin d'évacuer la puissance résiduelle, au plus tôt 2h après la première alarme significative. Cette action n'est possible qu'au bout de 2h après la première alarme significative afin de pouvoir réaliser préalablement les opérations d'injection de soude dans l'IRWST  $\square$ .

### **3.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

#### **3.4.1. HYPOTHÈSES**

##### **3.4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

###### **3.4.1.1.1. COURT TERME**

Les paramètres dominants pour la vérification du non-découvrement du cœur à court terme, ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- température initiale du primaire (maximisée),
- puissance résiduelle (maximisée),
- taille des ouvertures primaires (maximisée pour la vidange du primaire, minimisée pour les calculs de débit de retour),
- pertes de charge dans les guides de grappe (maximisées),
- pertes de charge dans les ajutages d'aspersion (maximisées),
- taille des jeux internes supérieurs – internes inférieurs (minimisée),
- pertes de charge dans les jeux internes supérieurs – internes inférieurs (maximisées),
- débit ISBP en mode réduit (minimisé).

###### **3.4.1.1.2. LONG TERME**

Pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire reste suffisant pour empêcher un découvrement du cœur et, d'autre part, démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP à débit réduit et un débit EVU jusqu'à l'état final RRC-A.

Pour le non découvrement du cœur à long terme, les paramètres dominants sont identiques à ceux de l'aspect court terme énumérés ci-dessus.

Les paramètres dominants pour la pénalisation du niveau IRWST sont les suivants :

- débit EVU (maximisé),
- débit ISBP réduit (maximisé),
- capacité de rétention du primaire (maximisée),
- capacité de rétention du BR (maximisée),
- capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

##### **3.4.1.2. ÉTAT INITIAL**

En fonction des cas étudiés, l'état initial à couvrir correspond à l'état D avec un niveau initial piscine BR supérieur ou égal au seuil de haut niveau  $\square$  ou un état D avec un niveau initial piscine BR inférieur au seuil de haut niveau  $\square$ .

Le passage en état D a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et systèmes disponibles.

L'entrée en état D est marquée par le début du soulèvement du couvercle de cuve, qui intervient au plus tôt 36 heures après l'arrêt du réacteur.

Lors du déroulement de l'état D, le couvercle de cuve est soulevé, et le niveau piscine est graduellement augmenté[1].

Durant l'état D, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur, et la pression dans le circuit primaire augmente graduellement avec l'élévation de la hauteur piscine.

Du coté secondaire, les GV sont indisponibles.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

Lors de la phase d'arrêt, l'opérateur passe le train RIS-RA 1 en attente en mode IS. Trois trains RIS-RA en mode RA restent donc actifs et assurent le refroidissement du primaire.

La fin de l'état D est marquée par la fin du remplissage de la piscine réacteur.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au chapitre précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.6](#).

### 3.4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES

La puissance résiduelle initiale du calcul est prise de façon enveloppe égale à la valeur à l'entrée en état D[1]. La loi de puissance résiduelle B+C [1] du sous-chapitre 15.1 est utilisée.

### 3.4.1.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
La durée minimale d'injection des ISMP sans refroidissement des pompes n'est pas connue avec précision. Par conséquent, aucune ISMP n'est créditée dans l'étude de l'accident.
- ISBP  
Le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit sur signal temporisé « Bas niveau boucle < MIN1 » est considéré lorsque le niveau dans la piscine reste limité.  
La courbe caractéristique d'injection minimale est retenue dans l'étude des aspects cœur (voir sous-chapitre 15.1), ainsi qu'une température prise égale à la température de saturation du primaire.  
Le débit maximal d'injection [1] est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant toute la phase d'arrêt.
- ASG  
Aucun GV n'est disponible.
- EVU  
Deux trains EVU sont disponibles pour évacuer la puissance de l'enceinte.
- système de ventilation  
La déconnexion des divisions électriques et contrôle commande 2 et 3, pour éviter l'apparition de signaux intempestifs après échauffement des équipements est postulée à 2h.

### 3.4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA

L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané à l'instant initial.

- basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4  
Il est automatique et postulé au moment du démarrage manuel ou automatique du train RIS-RA en mode IS.
- signal IS  
Le signal IS intervient sur signal « Bas niveau boucle < MIN1 » minoré des incertitudes en conditions dégradées [1]. Un temps de réponse global de la chaîne au PS [1] (« Bas niveau boucle < MIN1 ») et un délai [1] pour l'atteinte du plein débit sont considérés. Une temporisation [1] est respectée pour détection d'une perte des pompes ISMP. Si le niveau piscine est supérieur ou égal au seuil de haut niveau [1] et si l'ISBP n'injecte pas automatiquement, [1].

#### 3.4.1.6. [1]

[1]

### 3.4.2. MÉTHODE ET CALCUL

L'aspect court terme de l'accident de perte des quatre trains RRI/SEC en état D est traité par argumentaire et par des calculs analytiques.

L'aspect long terme de l'accident (atteinte de l'état final RRC-A) de perte des quatre trains RRI/SEC en état D est traité par argumentaire. Les aspects P & T ne sont pas l'objet de ce chapitre et sont traités au paragraphe 3 de la section 6.2.1 du Rapport de Sûreté.

### 3.4.3. RÉSULTATS

#### 3.4.3.1. ASPECT COURT TERME

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC, sous les hypothèses décrites aux chapitres précédents, peut se dérouler selon deux scénarios en fonction du niveau d'eau dans la piscine réacteur.

##### 3.4.3.1.1. CAS D'UNE PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC AVEC NIVEAU PISCINE INITIAL BAS [1]

L'aspect court terme de la perte des quatre trains RRI/SEC en état D avec bas niveau piscine est couvert par le même accident en état Cb3. En effet, la situation est analogue mais les paramètres suivants sont plus favorables :

- En état D, la puissance résiduelle et donc le débit vaporisé sont inférieurs à ceux de l'état Cb3.
- En état D, le couvercle de cuve n'est plus posé et la pression primaire est donc inférieure [1] en comparaison du cas en état Cb3. En conséquence, le débit ISBP réduit injecté est supérieur au cas Cb3.

Le débit vaporisé dans le cœur est alors largement compensé par l'IS à débit réduit, garantissant ainsi le non découverture du cœur.

##### 3.4.3.1.2. CAS D'UNE PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC AVEC NIVEAU PISCINE INITIAL HAUT [1]

Après l'atteinte des conditions de saturation, un débit vapeur important s'établit dans les colonnes des guides de grappes et les ajutages d'aspersion. Dans ces conditions, de fortes incertitudes existent à la fois sur le débit passant par ces orifices, mais aussi sur les phénomènes d'entraînement de liquide et donc de vidange du primaire.

Cependant, une fois que la vidange primaire a été suffisamment importante pour découvrir le bas des colonnes des guides de grappes, l'écoulement devient monophasique vapeur et se stabilise. [1] Une schématisation de la situation du primaire dans cette situation dégradée est donnée [FIG-19.1.3Fsj.1.1](#).

Afin de démontrer le non découverture du cœur, il est donc nécessaire de démontrer, d'une part, que des débits de retour s'établissent depuis la piscine BR vers le primaire via les ajutages d'aspersions et les jeux entre les internes supérieurs et inférieurs et, d'autre part, que ces débits sont supérieurs au débit vaporisé par la puissance résiduelle dans le cœur.

#### Calcul des débits de retour

Le calcul des débits de retour via les ajutages d'aspersion et le jeu internes supérieurs – internes inférieurs dans la situation décrite en figure [FIG-19.1.3Fsj.1.1](#) dépend des paramètres suivants :

- pression amont aux chemins hydrauliques, soit la pression hydrostatique au niveau de la face supérieure de la plaque support des guides de grappes,
- pression aval aux chemins hydrauliques, soit la pression du plénum supérieur et de la zone du collecteur annulaire,
- pertes de charge et section (paramètre  $K/A^2$ ) des chemins hydrauliques.

Le mode de pénalisation des différents paramètres est précisé dans la suite :

- pression amont : La pression amont est fonction de la hauteur hydrostatique, elle-même dépendante de la hauteur et de la température piscine BR. Des hauteurs d'eau dans la piscine BR ont été testées.
- pression aval : La pression dans le plénum supérieur dans la situation de la figure [FIG-19.1.3Fsj.1.1](#) dépend de la perte de charge dans les colonnes guides de grappes. Les pertes de charge ont été maximisées afin de maximiser la contre-pression. La pression du collecteur annulaire est prise égale à la pression du plénum supérieur, afin de maximiser la contre-pression dans cette zone.
- Les pertes de charge dans les différents chemins hydrauliques sont majorées de leurs incertitudes. La taille des différents jeux est minimisée, aboutissant ainsi à une maximisation des coefficients  $K/A^2$  des différents chemins hydrauliques.

En prenant en compte l'ensemble des pénalités, le débit minimal de retour est de kg/s.

#### Calcul du débit vaporisé dans le cœur

Pour une pression découplée, la dissipation d'une puissance de MW correspond à la vaporisation de kg/s.

#### Calcul de la baisse du niveau piscine avant intervention opérateur

Dans le cas limitatif où le niveau initial piscine est égal au seuil de haut niveau, il est nécessaire d'évaluer la baisse du niveau piscine BR. 1h sont nécessaires à l'opérateur pour procéder à l'arrêt des quatre trains RRI en local.

Durant cet intervalle, tonnes d'eau sont vaporisées, ce qui correspond à un volume de 45 m<sup>3</sup> pour un fluide à saturation. La compensation du volume vaporisé dans le cœur correspond donc à une baisse de niveau piscine BR de cm.

, les débits de retours sont toujours suffisants pour compenser le débit vaporisé dans le cœur.

#### **3.4.3.1.3. CONCLUSION DE L'ASPECT COURT TERME**

Le non-découverture du cœur est assuré à court terme, soit par le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit, soit par les retours gravitaires de la piscine réacteur vers la zone du cœur.

Ces deux phénomènes permettent d'assurer le non-découverture du cœur jusqu'à l'arrêt des quatre trains RRI en local par l'opérateur 1h après l'évènement initiateur.

### 3.4.3.2. ASPECT LONG TERME

Dans le cadre des études RRC-A, il est nécessaire de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. Le respect des profils P & T enceinte est réalisé dans le paragraphe 3 de la section 6.2.1 du Rapport de Sûreté.

Tout comme pour les aspects court terme, le déroulement long terme de l'accident dépend du niveau piscine réacteur au début de l'accident.

#### 3.4.3.2.1. CAS D'UNE PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC AVEC BAS NIVEAU PISCINE

L'aspect moyen et long terme de la perte des quatre trains RRI/SEC en état D avec bas niveau piscine BR est couvert par le même accident en état Cb3. En effet, la situation est analogue mais les paramètres suivants sont plus favorables :

- En état D, la puissance résiduelle et donc le débit vaporisé sont inférieurs à celui de l'état Cb3.
- En état D, le couvercle de cuve n'est plus posé et la pression primaire est donc inférieure en comparaison du cas en état Cb3. En conséquence, le débit ISBP réduit injecté est supérieur au cas Cb3.

Tout comme dans les états Cb2 et Cb3, il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A. Pour ce faire, 1h après l'évènement initiateur, l'ouverture des vannes de fond de piscine, permettant ainsi la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

La démonstration est la même que dans les états Cb2/Cb3, puisque le débit d'IS maximisé considéré au § 1.4.3.2.1. est aussi enveloppe de la situation en état D. Ainsi, la recirculation de l'eau de l'IS et des EVU est assurée jusqu'à l'atteinte de l'état final.

La dissipation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par la mise en service de deux EVU en mode aspersion par l'opérateur (mis en service au plus tôt 2h après la première alarme significative).

#### 3.4.3.2.2. CAS D'UNE PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC AVEC HAUT NIVEAU PISCINE

30 min après l'évènement initiateur, l'opérateur procède à l'arrêt en local des quatre trains RRI. Cet arrêt est effectif 1h après l'évènement initiateur.

Une fois les quatre trains RRI arrêtés, l'opérateur procède aux actions suivantes :

□

Le non découverture du cœur est assuré pendant toute la phase transitoire de vidange puisque le niveau seuil □ est supérieur au niveau minimal □ nécessaire à l'établissement des débits de retour gravitaire.

Une fois l'ISBP en mode réduit démarrée, le débit injecté est supérieur au débit vaporisé dans le cœur du fait de la basse pression dans l'ensemble du circuit primaire.

Tout comme dans les états Cb2 et Cb3, il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final.

La démonstration est la même que dans les états Cb2/Cb3, puisque les débits d'IS maximisés considérés au § 1.4.3.2.1. sont aussi enveloppe de la situation en état D. De plus, le refroidissement diversifié de la pompe ISBP sur le DEL permet une injection continue d'appoint d'eau à long terme. Ainsi, la recirculation de l'eau de l'IS et des EVU est assurée jusqu'à l'atteinte de l'état final.

La dissipation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par la mise en service de deux EVU par l'opérateur □ et au plus tôt 2h après la première alarme significative.

### **3.5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 3.2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte totale de la chaîne de refroidissement (RRI/SEC) en état D :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (combustible en fond de cuve, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de deux EVU .
- Le non-découvrement du cœur est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- Le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL.
- Le démarrage automatique sur signal PS « Bas niveau boucle < MIN1p »  du train ISBP disponible en mode réduit pour appoint au circuit primaire.
- La mise en service  de deux trains EVU en mode aspersion.

En fonction du niveau piscine réacteur initial, les moyens de mitigation sont valorisés de la manière suivante :

- niveau piscine réacteur inférieur au seuil de haut niveau  :
  - le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
  - le démarrage automatique sur signal PS « Bas niveau boucle < MIN1p » du train ISBP disponible en mode réduit pour appoint au circuit primaire,
  - l'ouverture des vannes de fond de piscine  afin d'assurer un débit de recirculation suffisant entre la piscine réacteur et l'IRWST,
  - la mise en service  de deux trains EVU en mode aspersion.
- Niveau piscine BR supérieur ou égal au seuil de haut niveau  :
  - retour d'eau gravitaires depuis la piscine réacteur vers la zone du cœur permettant d'assurer le non découvrement du cœur à court terme,
  - le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
  - l'ouverture des vannes de fond de piscine  afin d'assurer un débit de recirculation suffisant entre la piscine BR et l'IRWST,
  - le démarrage manuel de l'ISBP en mode réduit lorsque le niveau piscine BR passe sous le seuil de  m,
  - la mise en service  de deux EVU en mode aspersion lorsque le niveau piscine BR passe sous le seuil de  m.



## **4. PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT E**

### **4.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

La perte totale de la chaîne de refroidissement est un accident d'échauffement du primaire engendré par la perte de la Réfrigération Intermédiaire (RRI) et de l'eau brute secourue (SEC). En conséquence, les systèmes suivants sont indisponibles :

- le système de contrôle volumétrique et chimique RCV,
- les échangeurs du RIS-RA,
- le refroidissement des 4 pompes ISMP,
- le refroidissement des pompes ISBP des trains RIS-RA 2 et 3, les pompes ISBP des trains 1 et 4 du RIS-RA disposant d'un refroidissement diversifié sur le DEL,
- le système de ventilation (des divisions 2 et 3).

Tout train RIS-RA en mode RA est arrêté sur signal haute température RRI ou bas débit RRI afin d'éviter une dégradation des pompes RIS-RA en cas de présence de vapeur à l'aspiration des pompes.

- Seuls les trains 1 et 4 disposant d'un refroidissement diversifié restent disponibles.

### **4.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

#### **4.2.1. Description : phénomènes prédominants**

L'accident de perte des quatre trains RRI/SEC initié en état E est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de secours.

En état E, les piscines BR et BK sont pleines avec un niveau minimal  $\square$ . A l'entrée en état E, lors de la phase d'arrêt, tous les assemblages combustibles du cœur sont encore dans la cuve du réacteur et le tube de transfert qui relie les deux piscines est fermé. Cet état correspond à l'état E « hors manutention combustible ».

Le tube de transfert est ensuite ouvert pour réaliser le déchargement du cœur dans la piscine BK et les deux piscines sont alors en communication. Cet état correspond à l'état E pour « chargement/déchargement ». Durant cet état, un assemblage combustible peut se situer à la cote maximale  $\square$  lorsqu'il est en cours de manutention. Le passage de l'état E « hors manutention combustible » à l'état E « chargement/déchargement » se fait au moment de l'activation de la commande groupée qui active les protections sur niveau piscine BR.

Suite à l'initiateur, le refroidissement des piscines BR et BK (respectivement par les trains RIS-RA en mode RA et par le PTR) est perdu. Le fluide commence alors à s'échauffer, rejoignant lentement les conditions de saturation.

Du fait de la vaporisation de l'eau, l'inventaire en eau est progressivement dégradé ce qui peut conduire à un risque de découverture du combustible.

La démonstration de sûreté priorise la gestion côté BR de l'accident. Ainsi, les deux trains EVU sont utilisés prioritairement pour contrôler les conditions dans le BR, ce qui ne permet pas d'assurer le refroidissement de la piscine BK par le troisième train PTR pendant toute la durée de l'accident. Néanmoins tant que les deux trains EVU ne sont pas nécessaires pour la gestion de l'accident, le troisième train PTR est valorisé pour le refroidissement de la piscine BK.

Vis-à-vis de la gestion côté BK de l'accident, l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par la vaporisation de l'eau de la piscine et le maintien de l'inventaire en eau est réalisé par appoint JAC/JPI. L'analyse de la gestion côté BK de l'accident est réalisée dans la section 19.1.3Fso.1.

#### 4.2.2. Critères

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

En pratique, pour cet accident initié en état E, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- l'absence de dénoyage du combustible : Pour l'état E chargement-déchargement, cela se traduit par le maintien, sur toute la durée de la séquence accidentelle, d'un niveau d'eau dans les piscines BR et BK supérieur à la cote maximale  $\square$  pouvant être atteinte par un assemblage en manutention.
- l'évacuation de la puissance résiduelle sur le long terme,
- le maintien permanent de la sous-criticité.

#### 4.3. SCÉNARIO

Le début de l'accident est marqué par la perte conjointe du RRI et du SEC. La séquence des événements est la suivante :

- La perte du RRI / SEC entraîne une chute du débit RRI. Les trains RIS-RA en mode RA s'arrêtent sur une protection « bas débit RRI ».
- Le primaire n'étant plus refroidi, l'eau primaire monte lentement en température. Les conditions de saturation peuvent être atteintes au plus tôt 3h05 après l'initiateur.
- 30 minutes après la première alarme significative,  $\square$  et procède aux actions suivantes :
  - Arrêt en local des quatre trains RRI. L'arrêt des quatre trains est effectif 1h après la première alarme significative.
  - fermeture du tube de transfert entre les piscines BR et BK (s'il était ouvert) avant que les conditions d'ambiance côté BK rendent impossible l'accès par l'opérateur à la vanne d'isolement du tube de transfert en bordure de la piscine BK, et avant atteinte de l'ébullition dans la piscine BR en état E « pour chargement/déchargement » : La fermeture du tube de transfert est effective  $\square$ h après la première alarme significative.
- Une fois les quatre trains RRI arrêtés, l'opérateur procède aux actions suivantes afin de maintenir l'inventaire en eau dans la piscine BR et évacuer la puissance résiduelle :
  - ouverture des lignes de fond de piscine BR (en état E « hors manutention combustible ») ou de la ligne de trop-plein de la piscine BR (en état E « pour chargement/déchargement »)  $\square$  pour initier la recirculation piscine réacteur – IRWST,
  - en état E pour « chargement/déchargement » (commande groupée activée), mise en service de la troisième file PTR (pour la gestion BK tant que les deux trains EVU en mode aspersion ne sont pas nécessaires pour maîtriser la pression côté BR),
  - dès que le niveau piscine est inférieur à  $\square$  m (en cas de recirculation par la ligne de trop-plein) ou inférieur à  $\square$  m (en cas de recirculation par les lignes de fond de piscine), démarrage  $\square$  d'un train ISBP à débit réduit pour assurer une circulation d'eau dans la piscine BR.
- Au plus tôt à 2h après le premier signal significatif (afin de réaliser les opérations d'injection de soude dans l'IRWST), mise en service de l'EVU en mode aspersion pour contrôler les conditions en pression et température enceinte :

- En état E « hors manutention combustible » (commande groupée non activée), deux trains EVU sont mis en service à l'atteinte d'un niveau inférieur □ dans la piscine BR.
- En état E pour « chargement/déchargement » (commande groupée activée), un train EVU est mis en service sur un critère de pression enceinte.

- A long terme, en état E pour « chargement/déchargement » (commande groupée activée), l'opérateur arrête la troisième file PTR et met en service le deuxième train EVU en mode aspersion.

Par découplage il sera considéré ici que la mise en service du deuxième EVU en mode aspersion a lieu au bout de 24h.

#### **4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

##### **4.4.1. Hypothèses**

###### **4.4.1.1. Paramètres dominants**

###### **4.4.1.1.1. Court terme**

Côté BR, pour l'aspect court terme, vis-à-vis de la problématique de non découvrément des assemblages combustible, les paramètres dominants sont les suivants :

- température initiale du primaire (maximisée),
- puissance résiduelle (maximisée),
- volume d'eau dans la piscine BR (minimisée).

###### **4.4.1.1.2. Long terme**

- Côté BR, pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire et piscine BR reste suffisant pour empêcher un découvrément des assemblages combustible, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP en mode débit réduit et l'utilisation de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.
- Les paramètres dominants sont les suivants :
  - débit des EVU (maximisé),
  - débit d'ISBP en mode réduit (maximisé),
  - capacité de rétention du BR (maximisée),
  - capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude long terme est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

###### **4.4.1.2. État initial**

Le passage en état E a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres.

L'entrée en état E est considérée au plus tôt 45,5 heures après l'arrêt du réacteur. □.

A l'entrée en état E, lors de la phase d'arrêt, le tube de transfert entre les piscines BR et BK est fermé. Cet état est appelé « Etat E hors manutention combustible ».

Une fois la commande groupée activée, la phase « pour chargement/déchargement » démarre, le tube de transfert peut être ouvert et □. Cet état, commence au plus tôt 20 heures après l'entrée en état E et dure, au plus tôt, jusqu'à 111 heures après l'arrêt du réacteur.

Durant l'état E, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur.

Le volume d'eau borée minimal considéré disponible dans l'IRWST est de :

- $\square$  m<sup>3</sup> (de manière conservatrice) pour l'état E hors manutention combustible (commande groupée non activée),
- $\square$  m<sup>3</sup> pour l'état E chargement/déchargement (commande groupée activée).

Du côté secondaire, les GV sont indisponibles.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

Lors de la phase d'arrêt, trois trains RIS-RA sont en mode RA et assurent le refroidissement du primaire.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.8](#).

#### 4.4.1.3. Données neutroniques

La puissance résiduelle initiale du calcul  $\square$  est prise de façon enveloppe constante et égale à la valeur à l'entrée en état E, pour un cœur complet, quelle que soit la phase d'état E considérée (phase « hors manutention combustible » ou « chargement/déchargement »).  $\square$ .

#### 4.4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
Compte tenu de l'absence de refroidissement des pompes, par découplage, aucune injection par les pompes ISMP n'est créditée dans l'étude.
- ISBP  
En situation de perte totale de la chaîne de refroidissement les deux pompes ISBP refroidies par le DEL sont disponibles. Le débit maximal d'injection en mode débit réduit  $\square$  est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant tout l'état E.
- ASG  
L'ASG n'est pas disponible.
- EVU  
Deux trains EVU sont disponibles pour évacuer la puissance dans l'enceinte si nécessaire. Les caractéristiques d'un train EVU en mode aspersion enceinte considérées en RRC-A sont les suivantes :
  - aspiration de  $\square$  m<sup>3</sup> /h dans l'IRWST,
  - aspersion de  $\square$  m<sup>3</sup> /h dans l'enceinte BR qui se répartit ainsi :
    - $\square$  m<sup>3</sup> /h retombant dans la piscine BR,
    - $\square$  m<sup>3</sup> /h retournant dans l'IRWST.
- IRWST  
En état E, le volume minimal disponible dans l'IRWST est de :
  - $\square$  m<sup>3</sup> en état E « hors manutention combustible » (commande groupée non activée) : Cette valeur est prise de manière conservatrice.
  - $\square$  m<sup>3</sup> en état E « chargement/déchargement » (commande groupée activée).

La température initiale IRWST est la même que celle de la piscine BR [ ] .

Le fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU requiert un niveau minimal de [ ] dans l'IRWST pour éviter les phénomènes de cavitation. Pour l'ISBP, le requis est de [ ] et pour l'EVU, le requis est de [ ]

En état E « chargement/déchargement » ou en état E « hors manutention combustible » tube de transfert ouvert (commande groupée activée), la recirculation est mise en place par l'ouverture des vannes d'isolement, classées F1A, de la ligne de trop-plein compartiment cuve vers l'IRWST. La tuyauterie de la ligne de trop-plein de la piscine BR [ ] permet un débit de recirculation maximal [ ] lorsque celle-ci est noyée.

En état E hors manutention combustible tube de transfert fermé ou tube de transfert ouvert batardeau du compartiment de transfert posé (commande groupée inactivée), la recirculation est réalisée par les lignes de fond de piscine BR comme en état D. Dans cette situation la recirculation par les lignes de fond de piscine est acceptable étant donné que tous les assemblages sont dans la cuve et que les piscines BR et BK sont isolées.

- PTR

En état E commande groupée non activée (Etat E « hors manutention combustible »), un train PTR principal effectue le refroidissement de la piscine BK. Lorsque la commande groupée est activée (Etat E « chargement/déchargement » ou état E « hors manutention combustible » tube de transfert ouvert), les deux trains PTR principaux sont en service pour assurer le refroidissement de la piscine BK. Le refroidissement des trains PTR principaux est assuré par le RRI.

En situation de perte RRI-SEC, les trains PTR principaux assurant initialement le refroidissement de la piscine BK sont perdus. Le troisième train PTR, refroidi par EVU intermédiaire, peut être utilisé. [ ] .

- vannes de fond de piscine BR

Compte-tenu du dimensionnement des vannes de fond de piscine ainsi que des pertes de charge dans les lignes de retour, un débit minimal [ ] de la piscine réacteur vers l'IRWST est assuré lorsque le niveau piscine atteint [ ] mètres. Ce débit est obtenu avec les lignes de fond de piscine des compartiments cuve et interne (le débit en provenance du compartiment de transfert n'est pas valorisé).

#### 4.4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA : L'arrêt des pompes RIS-RA est supposé instantané à l'instant initial.

- Le basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4 est automatique et postulé au moment du démarrage manuel ou automatique du train RIS-RA en mode IS.

#### 4.4.1.6. [ ]

[ ]

#### 4.4.2. Méthode et calcul

L'aspect court terme de l'accident de perte des quatre trains RRI/SEC en état E est traité par argumentaire et par des calculs analytiques.

#### 4.4.3. Résultats

##### 4.4.3.1. Aspect court terme

Compte-tenu de la température initiale de la piscine BR, de la puissance résiduelle à évacuer et du volume d'eau disponible dans la piscine BR (voir tableau [TAB-19.1.3Fsj.1.8](#)), les conditions de saturation dans la piscine sont atteintes au plus tôt 3h05 après l'initiateur. Le niveau d'eau dans la piscine BR est donc constant avant toute action opérateur et égal au niveau initial [ ] (l'expansion de volume due à la dilatation thermique n'est pas prise en compte). Il n'y a donc pas de risque de découverture des assemblages à court terme (en état E « hors manutention combustible » et en état E pour « chargement/déchargement »).

#### 4.4.3.2. Aspect moyen et long terme

Côté BR, pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire et piscine BR reste suffisant pour empêcher un découvrage des assemblages combustible, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP en mode débit réduit et l'utilisation de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

30 minutes après la première alarme significative, □ :

□

La vérification des critères de sûreté lorsque seuls un train ISBP et un train EVU en mode aspersion sont en fonctionnement côté BR est identique à celle réalisée dans le cadre de l'étude du MDTG en état E (voir section 19.1.3Fsj.2) où seuls ces deux systèmes sont alimentés par les deux diesels d'ultime secours.

La présente démonstration est réalisée après le démarrage du deuxième train EVU en mode aspersion.

#### **État E commande groupée non activée (« hors manutention combustible »)**

Lorsque l'ensemble des assemblages combustible se trouve dans la cuve du réacteur et que le tube de transfert est fermé, côté BR la séquence de perte des quatre trains RRI/SEC en état E est couverte par la séquence de perte des quatre trains RRI/SEC en état D. En effet, les systèmes disponibles et les actions opérateur sont identiques alors que la puissance résiduelle est plus faible en état E qu'en état D.

La gestion de l'analyse côté BK de l'accident est réalisée dans la section 19.1.3Fso.1.

Les critères de sûreté étant respectés pour la séquence de perte des quatre trains RRI-SEC en état D (voir § 3.), ils le sont également pour cette séquence en état E.

#### **État E commande groupée activée (« pour chargement/déchargement »)**

##### Vérification de l'évacuation de la puissance résiduelle

Les hypothèses pour cette analyse sont les suivantes :

- puissance résiduelle : Par découplage on retient les mêmes hypothèses qu'en état E hors manutention combustible □ (valeur maximale en entrée de l'état E).
- débit de vaporisation dans la piscine BR □ (valeur maximale),
- volume de la piscine BR, incluant les trois compartiments cuve, internes et transfert BR, compris entre la génératrice supérieure de la ligne de trop-plein □ et le niveau d'eau initial □ (valeur minimale),
- caractéristiques EVU et ISBP en mode débit réduit (valeur maximale) : voir § 4.4.1.4.,
- volume IRWST en entrée de l'état E pour « chargement/déchargement » □ (valeur minimale),
- volume de rétention dans le BR □ (valeur maximale).

*Bilan d'eau dans la piscine BR une fois que la ligne de trop-plein est ouverte et que les rétentions sont pleines avec 1 ISBP et 2 EVU en mode aspersion en service :*

Apport en eau dans la piscine BR :

□

Cet apport ne peut être transféré en totalité dans l'IRWST via la ligne de trop-plein car son débit maximal est de  $\square$  m<sup>3</sup>/h.

Le niveau dans l'IRWST diminue tandis que le niveau dans la piscine BR augmente.

Lorsque le niveau dans la piscine BR devient supérieur à  $\square$  m,  $\square$  pour éviter de vidanger l'IRWST et compromettre l'opérabilité des trains EVU.

*Bilan d'eau dans la piscine BR une fois que la ligne de trop-plein est ouverte et que les rétentions sont pleines avec 2 EVU en mode aspersion en service :*

Apport en eau dans la piscine BR :

$\square$

Cet apport est transféré en totalité dans l'IRWST via la ligne de trop-plein.

Les transferts de masse dans le circuit fermé {IRWST + piscine BR + Enceinte} assurent un bilan d'eau positif dans la piscine BR et permettent de conclure à l'absence de découverture des assemblages combustible coté BR.

*Bilan d'eau dans l'IRWST en fin de transitoire :*

Le volume d'eau stabilisé dans l'IRWST s'élève à :

$\square$

Ainsi le niveau dans l'IRWST est suffisant pour faire fonctionner deux trains EVU en mode aspersion en même temps.

La dissipation de la puissance résiduelle à long terme est donc assurée par la mise en service  $\square$  de deux trains EVU en mode aspersion.

#### Vérification du non-découvrement des assemblages combustible

Compte-tenu de la recirculation mise en place via la ligne de trop plein BR, le niveau dans la piscine se stabilise au niveau de cette ligne qui se situe au dessus du critère  $\square$ . Il n'y a donc pas de risque de découverture des assemblages combustible.

#### Vérification de la sous-criticité

Le maintien permanent de la sous-criticité est assuré car, côté BR, aucune injection d'eau non borée n'est réalisée au cours de l'accident.

### **4.5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 4.2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte totale de la chaîne de refroidissement (RRI/SEC) en état E :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (accident initié en état E, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de deux EVU par l'opérateur.
- Le non-découvrement du cœur en état E commande groupée non activée et le non dénoyage de l'assemblage en cours de manutention en état E commande groupée activée sont garantis grâce

au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- basculement automatique du RRI vers le DEL pour le refroidissement des pompes ISBP 1 et 4,
- fermeture  du tube de transfert (action effective 1h après la première alarme significative),
- démarrage  de l'ISBP en mode réduit puis son arrêt lorsque deux EVU sont en fonctionnement pour ne pas vidanger l'IRWST,
- démarrage  de deux EVU en mode aspersion.

Le respect des critères de sûreté et l'atteinte de l'état final RRC-A sont démontrés.

## **5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLEMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ETAT FINAL DE CONCEPTION**

### Modification des débits RIS

Une modification concernant la valeur des débits RIS a été introduite entre l'état intermédiaire et celui en cohérence avec l'état final de conception.

Une analyse d'impact a été menée sur les études de perte totale de la chaîne de refroidissement en état Cb2, Cb3, D et E  et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification.

Les conclusions présentées dans les paragraphes de conclusion [§ 1.5.](#), [§ 2.5.](#), [§ 3.5.](#) et [§ 4.5.](#) ne sont pas remises en cause.

## **6. CONCLUSION GÉNÉRALE**

L'analyse de l'accident consécutif à la perte des quatre trains RRI/SEC initiée en état Cb2, Cb3, D et E montre que :

- La sous-criticité du cœur est assurée.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par les GV disponibles (en état Cb2 uniquement) et par la mise en service des trains EVU .
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non-découvrement des assemblages combustibles.

L'atteinte de l'état final en états Cb2, Cb3, D et E est permise grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL (tous les états),
- le démarrage automatique sur signal temporisé au PS « Bas niveau boucle < MIN1 » du train ISBP disponible en mode réduit pour appoint au circuit primaire (états Cb2, Cb3 et D),
- le démarrage  d'un train ISBP en mode réduit si l'IS n'injecte pas (état D),
- le démarrage  de l'ISBP en mode réduit puis son arrêt lorsque deux EVU sont en fonctionnement pour ne pas vidanger l'IRWST (Etat E),
- la fermeture  du tube de transfert (action effective 1h après la première alarme significative) (Etat E commande groupée activée).
- La mise en service  de deux trains EVU en mode aspersion (tous les états).





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 33/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DES RÉFÉRENCES



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 34/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.1 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT CB2 – CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 35/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.2 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT CB2 – OUVERTURES PRIMAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 36/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.3 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT CB3 – CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 37/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.4 VOLUMES PRIMAIRES ÉTAT CB3**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 38/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.5 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ETAT CB3 – OUVERTURES PRIMAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 39/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.6 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT D – CONDITIONS INITIALES**

□

**TAB-19.1.3FSJ.1.7 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT D – PARAMÈTRES DU CALCUL DES DÉBITS**  
**GRAVITAIRES**



NB : se reporter à l'annexe [A- -19.1.3Fsj.1.2](#) pour une définition des jeux J1, J2 et J3.





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

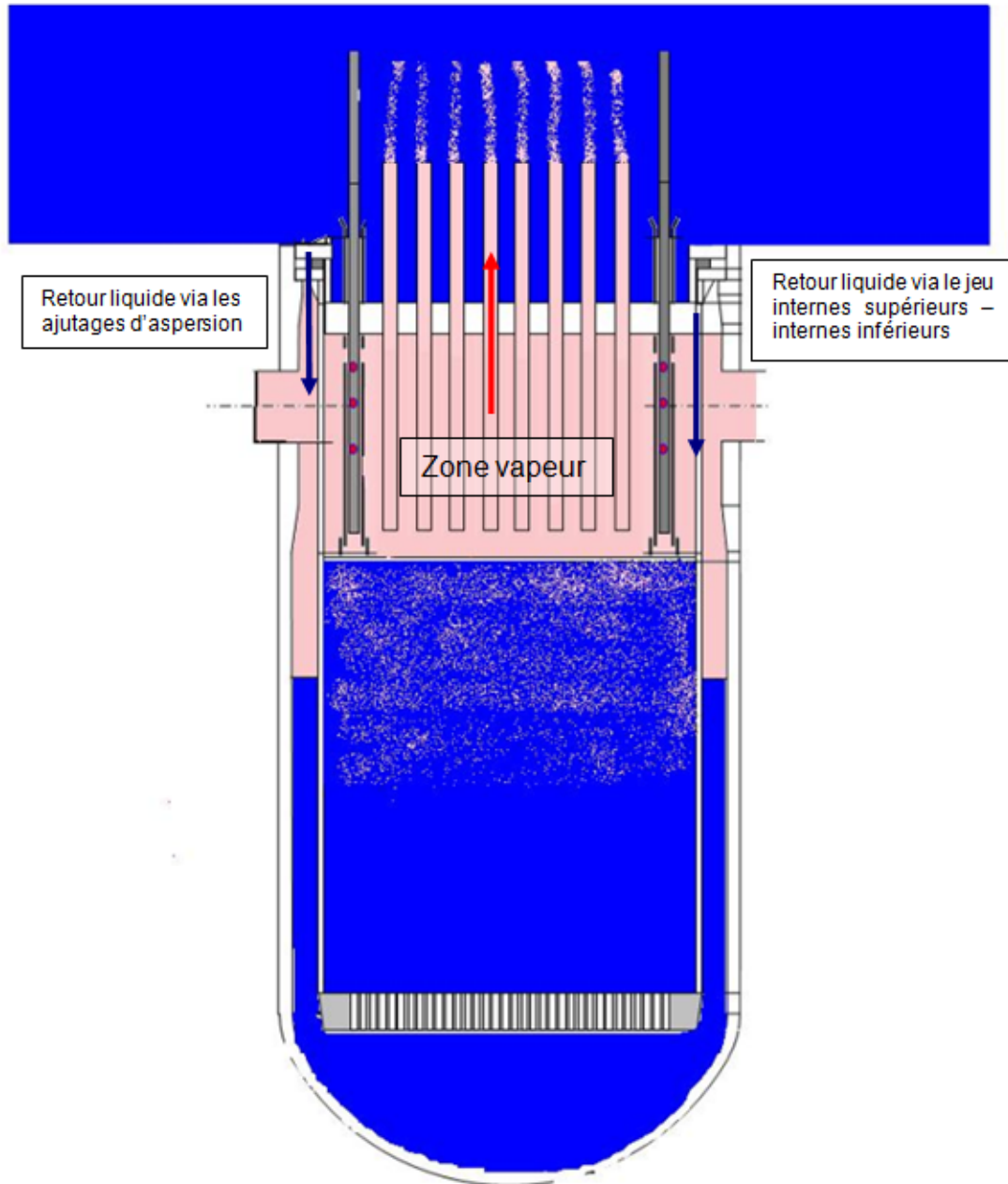
PAGE 41/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.1.8 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC**  
**EN ÉTAT E – CONDITIONS INITIALES**

□

**FIG-19.1.3FSJ.1.1 PERTE DES QUATRE TRAINS RRI/SEC EN ÉTAT  
D – SCHÉMATISATION DES RETOURS GRAVITAIRES**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 43/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSJ.1.1 ANNEXE – PRESSION DE SOULEVEMENT DU  
COUVERCLE**

□

**A- -19.1.3FSJ.1.2 ANNEXE – CALCUL DES DÉBITS DE RETOUR GRAVITAIRES EN ÉTAT D**

□

1) □

a) □

□  
□  
□  
□  
□  
□

b) □

□  
□  
□  
□

i) □

□  
□

□

□

□

□

□

□

ii) □

□  
□  
□

□

□

□

□

□

□

2) □

a) □

□  
□  
□

- 
- 
- b) □
  - 
  - 
  -
- i) □
  - 
  -
- 
- 
- ii) □
  - 
  - 
  -
- 
- 
- 3) □
  -
- a) □
  - 
  - 
  - 
  - 
  -

i)

ii)

i)

ii)

iii)

iv)

b)

i)

ii)



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

1.3FSJ.1

PAGE

47/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

□

4)

□

□

□

□

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 48/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 49/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 50/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSJ.1.3 ANNEXE – CALCUL DU DÉCOUVREMENT DU CŒUR ÉTAT CB3**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.1

PAGE 51/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

**A - -19.1.3FSJ.1.4 ANNEXE – JUSTIFICATION DU CARACTÈRE MONOPHASIQUE VAPEUR DÉCRIT AU PARAGRAPHE 3.4.3.1.2**

□

1)

□  
□  
□  
□  
□

a)

□  
□

□

b)

□  
□

c)

□  
□  
□  
□  
□

□  
□  
□  
□

□  
□  
□  
□  
□

□

d)

□  
□

□  
□  
□  
□  
□

□

□

e)

□  
□  
□

□

f)

□



**RAPPORT DE SURETE**  
— DE FLAMANVILLE 3 —

CHAPITRE 19  
SECTION 1.3FSJ.1  
PAGE 53/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

**Version Publique**

Palier EPR

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

- 2)
- a)
- 
- b)
- 
- c)
- 3)

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSJ.2 MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (MDTG) EN ÉTATS CB1, CB2, CB3, D ET E . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1. MDTG EN ÉTATS CB2 . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>1.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>1.5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION DE L'ANALYSE DU MDTG EN ÉTAT CB2 ET TRAITEMENT DU MDTG EN ETAT CB1 . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.1. ANALYSE DES MODIFICATIONS IMPACTANT L'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.1.1. PRESSION DE TARAGE DES VDA . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.1.2. DÉMARRAGE AUTOMATIQUE DES DIESELS D'ULTIME SECOURS . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.1.3. BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.1.4. TRAIN RIS-RA EN ATTENTE EN MODE IS . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.2. COUVERTURE DE L'ÉTAT CB1 . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2.3. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR LES ÉTATS CB1 ET CB2 . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2.4. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>3. MDTG EN ÉTAT CB3 . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>3.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>15</b>

<b>3.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>3.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>3.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>3.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>3.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>3.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ÉTAT CB3 . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>3.6. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>4. MDTG EN ÉTAT D . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>4.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>4.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>4.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>4.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>4.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>4.3.1. CAS BAS NIVEAU PISCINE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>4.3.2. CAS HAUT NIVEAU PISCINE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>4.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>4.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>27</b>
<b>4.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>27</b>
<b>4.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ÉTAT D . . . . .</b>	<b>30</b>
<b>4.6. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>30</b>
<b>5. MDTG EN ÉTAT E . . . . .</b>	<b>30</b>
<b>5.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>30</b>
<b>5.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>31</b>

<b>5.2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS . . . . .</b>	<b>31</b>
<b>5.2.2. CRITÈRES . . . . .</b>	<b>31</b>
<b>5.3. SCÉNARIO . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>5.4.1. HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>5.4.2. MÉTHODE ET CALCUL . . . . .</b>	<b>35</b>
<b>5.4.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>35</b>
<b>5.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ÉTAT E . . . . .</b>	<b>36</b>
<b>5.6. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>37</b>
<b>6. CONCLUSION GÉNÉRALE . . . . .</b>	<b>37</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES . . . . .</b>	<b>39</b>
<b>A- -19.1.3FSJ.2.1 ANNEXE – CONDITIONS INITIALES – ÉTAT CB3 . . .</b>	<b>59</b>
<b>A- -19.1.3FSJ.2.2 ANNEXE – CALCUL DU DÉCOUVREMENT DU CŒUR ÉTAT CB3 . . . . .</b>	<b>60</b>
<b>A- -19.1.3FSJ.2.3 ANNEXE – CALCUL DES DÉBITS DE RETOUR GRAVITAIRES EN ÉTAT D . . . . .</b>	<b>62</b>
<b>A- -19.1.3FSJ.2.4 ANNEXE – JUSTIFICATION DU CARACTÈRE MONOPHASIQUE VAPEUR DÉCRIT AU PARAGRAPHE 4.4.3.1.2 . . . .</b>	<b>63</b>



**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSJ.2.1</b>	<b>MDTG EN ÉTATS CB1 ET CB2 – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>40</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.2</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 – OUVERTURES PRIMAIRES .....</b>	<b>41</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.3</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB3 – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>42</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.4</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB3 – OUVERTURES PRIMAIRES .....</b>	<b>43</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.5</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB3 – VOLUMES PRIMAIRES .....</b>	<b>44</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.6</b>	<b>MDTG EN ÉTAT D – CONDITIONS INITIALES.....</b>	<b>45</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.7</b>	<b>MDTG EN ÉTAT D – PARAMÈTRES DU CALCUL DES DÉBITS GRAVITAIRES .....</b>	<b>46</b>
<b>TAB-19.1.3FSJ.2.8</b>	<b>MDTG EN ÉTAT E – CONDITIONS INITIALES.....</b>	<b>47</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSJ.2.1</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION PRIMAIRE ET TEMPÉRATURE MOYENNE PRIMAIRE.....</b>	<b>48</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.2</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU OUVERT – ÉVOLUTION DU NIVEAU CŒUR.....</b>	<b>49</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.3</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU OUVERT – ÉVOLUTION DE LA MASSE TOTALE PRIMAIRE ET DU DEBIT IS.....</b>	<b>50</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.4</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION DANS LES GV ET DU NIVEAU GAMME LARGE DANS LES GV.....</b>	<b>51</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.5</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU OUVERT – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DANS LES GV.....</b>	<b>52</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.6</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION PRIMAIRE ET TEMPÉRATURE MOYENNE PRIMAIRE.....</b>	<b>53</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.7</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT – ÉVOLUTION DU NIVEAU CŒUR ET DEBIT BRÈCHE.....</b>	<b>54</b>
<b>FIG-19.1.3FSJ.2.8</b>	<b>MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT – ÉVOLUTION DE LA MASSE TOTALE PRIMAIRE ET DU DÉBIT IS.....</b>	<b>55</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 5/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

<b>FIG–19.1.3FSJ.2.9 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION DANS LES GV ET DU NIVEAU GAMME LARGE DANS LES GV.....</b>	<b>56</b>
<b>FIG–19.1.3FSJ.2.10 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DANS LES GV.....</b>	<b>57</b>
<b>FIG–19.1.3FSJ.2.11 MDTG EN ÉTAT D – SCHÉMATISATION DES RETOURS GRAVITAIRES.....</b>	<b>58</b>

## **.19.1.3FSJ.2 MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (MDTG) EN ÉTATS CB1, CB2, CB3, D ET E**

### **1. MDTG EN ÉTATS CB2**

L'étude a été réalisée en deux étapes : Une première étude a été menée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaire. Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier l'absence d'impact sur le respect des critères de sûreté.

#### **1.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

L'accident consiste en une perte totale des alimentations électriques externes et des quatre diesels principaux, initiée en état d'arrêt Cb2.

L'état Cb2 est obtenu au plus tôt 21 h après l'arrêt du réacteur. A cet instant, l'intégrité du circuit primaire est rompue (les thermocouples RIC de températures et mesures de niveau cuve ont été démontés et les événements pressuriseur et cuve sont ouverts), le couvercle de cuve est non dégoujonné.

La perte totale des alimentations électriques externes et des quatre diesels principaux entraîne l'indisponibilité des systèmes suivants :

- le système de contrôle volumétrique et chimique (RCV),
- les pompes ISMP du RIS,
- les pompes ISBP 2 et 3 du RIS (les pompes 1 et 4 disposent d'un refroidissement diversifié par le DEL, et peuvent être relestées sur les diesels d'ultime secours),
- le système de refroidissement à l'arrêt RIS-RA en mode RA,
- l'alimentation de secours des GV 2 et 3 (les pompes ASG 1 et 4 pouvant être relestées sur les diesels d'ultime secours),
- le refroidissement des trains DEL 2 et 3.

Le démarrage manuel de deux diesels d'ultime secours permet d'assurer potentiellement l'alimentation électrique de deux des trois systèmes suivants :

- un train RIS-RA initialement en attente en mode IS,
- un train ASG,
- un train EVU en mode aspersion.

#### **1.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

##### **1.2.1. Description : phénomènes prédominants**

L'accident de MDTG initié en état Cb2 est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de sauvegarde.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu du fait de l'initiateur, le fluide primaire commence à s'échauffer, rejoignant rapidement les conditions de saturation. Le non-découvrement du cœur doit alors être vérifié, étant donnée la perte d'inventaire en eau du primaire par vaporisation, mais aussi par les ouvertures du circuit primaire (les thermocouples RIC de températures et mesures de niveau cuve ont été démontés et les événements pressuriseur et cuve sont ouverts), qui doit être compensée par le débit d'injection de la pompe ISBP en mode débit réduit.

Afin d'assurer l'évacuation de la puissance résiduelle, un train ASG est mis en service pour assurer l'alimentation en eau des 2 GV disponibles en état Cb2 (GV 1 et 4).

Aussi, de manière à assurer le respect des profils de qualification de l'enclenche, un train EVU en mode aspersion peut être mis en service, via le basculement du diesel d'ultime secours alimentant électriquement l'ASG vers l'EVU (possible lorsque l'inventaire en eau des GV est suffisant).

### 1.2.2. Critères

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0) :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4. Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP (voir section 15.0.2) sont à vérifier.

En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découverture du cœur,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

### 1.3. SCÉNARIO

Le scénario de perte des alimentations électriques externes et des quatre diesels principaux initié en état Cb2 considéré pour l'étude est le suivant :

- A l'initiateur, l'alimentation des pompes ISMP et RIS-RA est perdue. Les pompes primaires sont à l'arrêt, deux GV sont disponibles à l'entrée en Cb2.
- A l'instant initial, l'atteinte du signal de protection « Bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4 vers le DEL.
- Suite à la perte du RIS-RA en mode RA, le primaire n'est plus refroidi et l'eau primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- 30 minutes après l'initiateur, l'opérateur démarre les diesels d'ultime secours (disposition RRC-A). Un diesel est donc utilisé pour alimenter électriquement une pompe ISBP refroidie par le DEL. La pompe ISBP est supposée être alimentée électriquement  après le démarrage automatique des diesels d'ultime secours, mais n'est démarrée que lorsque le signal IS est atteint. Le second diesel d'ultime secours est utilisé pour alimenter électriquement une pompe ASG.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est progressivement vaporisé. Compte-tenu des ouvertures du primaire, la vidange du circuit primaire et l'atteinte du démarrage automatique de l'IS sur signal « Bas niveau boucle < MIN1p » minoré de ses incertitudes en conditions dégradées , intervient. Ce signal ferme l'évent pressuriseur. L'atteinte du signal IS temporisé sur « Bas niveau boucle < MIN1 » entraîne le démarrage automatique de la pompe ISBP (fonctionnant en mode IS à débit réduit). Celle-ci est alors alimentée électriquement par un diesel d'ultime secours.
- Deux scénarios sont possibles en fonction de la taille des ouvertures du circuit primaire pour la suite de l'accident :
  - Soit la pression primaire augmente entraînant ainsi une dégradation de l'échange aux GV. Dans ce cas, l'opérateur peut se diriger vers une conduite en gavé ouvert permettant de retrouver une injection d'ISBP à débit réduit suffisante pour compenser la vaporisation dans le cœur et atteindre l'état final.

- Soit la pression primaire reste limitée, ce qui signifie que l'échange aux GV participe à l'extraction de puissance. Dans ce cas, la basse pression primaire permet à l'ISBP d'injecter au moins le delta entre le débit vaporisé dans le cœur et le débit condensé sur les GV et atteindre l'état final.

Le second diesel d'ultime secours alimente électriquement dans un premier temps un train ASG, qui peut alors être mis en service □ (disposition RRC-A) pour évacuer la puissance résiduelle, lorsque le niveau dans les GV diminue. Lorsqu'un inventaire en eau des GV suffisant est retrouvé, et si les conditions de pression et de température dans l'enceinte sont telles qu'un requis EVU est atteint, le diesel d'ultime secours alimentant alors électriquement une pompe ASG peut être basculé vers un train EVU en mode aspersion, afin de limiter la pression et la température dans l'enceinte. L'alimentation électrique de l'EVU par un diesel d'ultime secours est envisagée tant que l'inventaire en eau des GV n'est pas dégradé.

## **1.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

### **1.4.1. Hypothèses**

Toutes les valeurs de pression indiquées par la suite sont des pressions absolues.

#### **1.4.1.1. Paramètres dominants**

Les paramètres dominants ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- puissance résiduelle (maximisée),
- débit ISBP en mode débit réduit (minimisé),
- inventaire en eau initial (minimisé),
- température primaire initiale (maximisée),
- échanges primaire-secondaire (minimisés),
- température d'injection de l'IS (maximisée),
- taille des ouvertures primaires.

#### **1.4.1.2. État initial**

L'état Cb2 est une sous-division de l'état C3, dans lequel le permissif P15 est validé.

Le passage en état Cb2 a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et des systèmes disponibles.

Plus particulièrement, l'entrée en état Cb2 lors de l'arrêt de tranche est marquée par la rupture définitive de l'intégrité primaire qui intervient au plus tôt 21 h après l'arrêt du réacteur. A cet instant, l'intégrité du circuit primaire est rompue (les thermocouples RIC de températures et mesures de niveau cuve ont été démontés et les événements pressuriseur et cuve sont ouverts), le couvercle de cuve est non dégoujonné. Ainsi, durant l'état Cb2, les lances d'instrumentation cuve sont déconnectées mécaniquement et l'évent cuve est déposé, créant ainsi de faibles ouvertures primaires non refermables.

Le niveau primaire est au minimum aux  $\frac{3}{4}$  boucles et le balayage en azote a été effectué. L'ensemble du primaire est à 1 bar abs, et la température maximale du primaire est de □°C□.

Lors de la phase d'arrêt□, un train RIS-RA qu'il passe en attente en mode IS. Trois trains RIS-RA en mode RA restent donc actifs et assurent le refroidissement du primaire.

Deux GV restent disponibles et en attente en état Cb2. Leur pression initiale est au maximum de  $\square$  bar abs, et les VDA sont tarées à une pression de  $\square$  bar abs (dont  $\square$  bar d'incertitudes).

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

En état Cb2, la concentration initiale en bore du circuit primaire est supérieure à la concentration de l'arrêt pour rechargement.

La sortie de l'état Cb2 et l'entrée en état Cb3 est marquée par le dévissage des goujons du couvercle de cuve.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.1](#). Les ouvertures primaires considérées sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.2](#).

#### 1.4.1.3. Données neutroniques

La puissance résiduelle initiale du calcul est prise égale à la valeur à l'entrée en état Cb2  $\square$ . Une puissance résiduelle maximisée à  $\square$  est considérée.

#### 1.4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
inopérant sur signal IS, car non alimentée électriquement.
- ISBP  
Trois pompes ISBP sont inopérantes sur signal IS, car non alimentées électriquement.  
Suite au démarrage manuel d'un diesel d'ultime secours, une pompe ISBP en mode IS à débit réduit est disponible pour l'appoint en eau du circuit primaire.  
Un débit d'ISBP minimum est considéré pour le calcul cœur, dans l'objectif de minimiser l'inventaire en eau du primaire ce qui est pénalisant vis-à-vis du critère de « non-découvrement du cœur ».  
Une température IS découplée (i.e.  $\square$  correspondant à la température maximale de l'IRWST avec prise en compte de l'échauffement des pompes) est prise en compte.  
Le débit maximal d'injection  $\square$  est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables en état Cb2.
- ASG  
ASG non disponible tant qu'un diesel d'ultime secours n'est pas connecté à une pompe ASG. Une pompe ASG alimente deux GV  $\square$ . La courbe caractéristique d'injection minimale de l'ASG est retenue dans l'étude pour pénaliser l'évacuation de la puissance résiduelle.  
Les niveaux GV sont régulés automatiquement autour de  $\square$ %GL après démarrage de l'ASG.
- APG  
La purge GV est modélisée explicitement dans le calcul et est isolée lorsque le niveau GV passe en dessous de  $\square$ %GE.
- VDA  
Les VDA sont tarées à la pression maximale  $\square$  (seuil comprenant les incertitudes).
- EVU  
Un train EVU est disponible pour évacuer la puissance de l'enceinte dès lors qu'il est alimenté par un diesel d'ultime secours.

#### 1.4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA  
L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané au temps initial.

- signal IS  
Le signal de démarrage de l'IS à débit réduit, classé F2, intervient sur signal temporisé de « Bas niveau boucle < MIN1 » minoré des incertitudes en conditions dégradées [1]. Un temps de réponse global des chaînes I & C de [2] s est considéré. Une temporisation [3] est respectée pour détection d'un non-démarrage des pompes ISMP et permettant de respecter le délai maximal d'évacuation des intervenants fixé à [4] minutes.
- basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4  
Il est supposé concomitant à l'initiateur.

#### 1.4.1.6. [5]

[6]

### 1.4.2. Méthode et calcul

[7]

### 1.4.3. Résultats

Dans le cadre des études RRC-A, il est nécessaire de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A.

La démonstration de l'atteinte de l'état final se découpe en deux étapes :

- la démonstration du non-découvrement du cœur à long terme et de l'évacuation de la puissance résiduelle à long terme,
- la démonstration de la mise en place d'une recirculation suffisante entre la piscine réacteur et l'IRWST, permettant une injection d'ISBP à débit réduit et un débit EVU jusqu'à l'état final RRC-A.

#### 1.4.3.1. non découvrement du coeur

##### 1.4.3.1.1. Primaire très peu ouvert (hypothèse d'une brèche de section nulle)

Ce paragraphe décrit l'accident ne présentant pas d'ouverture primaire sur le couvercle de la cuve, initié en état d'arrêt Cb2. Ce transitoire, sans modélisation d'ouverture sur la cuve, permet de couvrir les pertes de charge du couvercle, difficilement quantifiables.

Une action [8] est prévue à [9] min démarrant une pompe ISBP en mode IS à débit réduit ainsi qu'une pompe ASG. Le signal IS est atteint sur « Bas niveau branche chaude < MIN1p », permettant de refermer l'évent pressuriseur. L'ISBP à débit réduit démarre sur le signal temporisé de « Bas niveau branche chaude < MIN1 » (disposition RRC-A) car l'ISMP n'a pas démarré faute d'alimentation électrique.

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3FsJ.2.1](#) à [FIG-19.1.3FsJ.2.5](#).

Cet accident présente une montée continue en pression et température du circuit primaire. Le secondaire suit l'évolution de pression et de température jusqu'à atteindre le point de tarage des VDA [10] (avec incertitudes).

Lorsque la pression primaire atteint [11] bar abs en branche chaude, [12] engage une séquence de gavage-ouvert.

Dès l'ouverture forcée de la ligne de décharge du pressuriseur, on observe :

- une dépressurisation rapide du circuit primaire, assurant la reprise de l'injection de sécurité et le remplissage du circuit primaire,
- l'évacuation complète de la puissance résiduelle (ainsi, l'inventaire en eau des GV n'est pas ou peu consommé, ne nécessitant donc plus d'alimentation ni de régulation du niveau GV par l'opérateur et autorisant le relignage d'un diesel d'ultime secours sur l'EVU si besoin).

L'inventaire en eau du circuit primaire se stabilise alors facilement, le débit de fuite étant exactement compensé par le débit d'IS. Le réacteur trouve un équilibre en pression et température au primaire et au secondaire, garantissant à long terme un état stable.

Au final, 24h après le début de l'accident :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- Le non découverture du cœur est assuré grâce à la mise en service de l'ISBP à débit réduit. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée :
  - par l'intermédiaire des deux GV via le VDA et le petit débit ARE ou l'ASG si l'échange au GV est maintenu,
  - ou par la réalisation d'un gavage ouvert,
  - ainsi que par la mise en service de l'EVU par l'opérateur.

#### 1.4.3.1.2. Primaire très ouvert (hypothèse d'une brèche de section de $10 \text{ cm}^2$ )

Ce paragraphe décrit l'accident présentant une large ouverture primaire sur le couvercle de la cuve, initié en état d'arrêt Cb2.

Une action  $10$  est prévue à  $10$  min démarrant une pompe ISBP en mode réduit et une pompe ASG. Le signal IS est atteint sur « Bas niveau branche chaude < MIN1p », permettant de refermer l'évent pressuriseur. L'ISBP en mode IS à débit réduit démarre sur le signal temporisé de « Bas niveau branche chaude < MIN1 » car l'ISMP n'a pas démarré faute d'alimentation électrique.

L'évolution des principaux paramètres de l'accident est représentée sur les figures [FIG-19.1.3Fsj.2.6](#) à [FIG-19.1.3Fsj.2.10](#).

Dans ce cas, la montée en pression et en température du circuit primaire est limitée. En effet, le débit de fuite est suffisamment important pour évacuer la totalité de la puissance résiduelle. Le réacteur se stabilise à basse pression coté primaire  $10$ , permettant à l'injection de sécurité en mode débit réduit de compenser le débit de fuite. L'inventaire en eau du circuit primaire est donc stable, assurant le non-découvrement du cœur à long terme.

Au secondaire, la pression se stabilise également autour de  $10$  et la puissance résiduelle étant totalement évacuée par l'ouverture primaire, la consommation de l'eau des GV est très faible, ne sollicitant même pas la régulation du niveau GV.

Au final, 24 h après le début de l'accident :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- Le non découverture du cœur est assuré grâce à la mise en service de l'ISBP à débit réduit. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de l'EVU par l'opérateur.

#### 1.4.3.2. Recirculation de la piscine BR vers l'IRWST

Pour assurer l'atteinte de l'état final RRC-A, il est nécessaire de garantir l'injection ISBP et un débit EVU. Pour ce faire, le volume minimal de l'IRWST ne doit pas passer en dessous de  $10 \text{ m}^3$ , ce qui correspond à un niveau IRWST minimal de  $10$  nécessaire au fonctionnement normal des pompes EVU.



Ce niveau est enveloppe vis-à-vis des conditions de fonctionnement de la pompe ISBP [1], et doit être respecté avec une ambiance dégradée dans l'enceinte.

L'injection de sécurité ainsi qu'une partie de l'aspersion EVU remplissent la piscine réacteur tout en vidangeant l'IRWST. Les vannes de fond de piscine permettent la vidange gravitaire de la piscine réacteur vers l'IRWST. Il est donc nécessaire de s'assurer qu'au niveau minimal de l'IRWST, le débit de retour gravitaire est au moins égal au débit injecté, permettant ainsi l'atteinte d'un état stable dans l'IRWST.

#### débit maximal injecté

Le débit maximal de transfert de l'IRWST vers la piscine réacteur correspond à la somme du débit maximal de l'ISBP réduit [1] et de la fraction de l'EVU captée par la piscine réacteur [1].

#### débit de retour

De manière conservative, il s'agit donc de calculer la hauteur motrice minimale lorsque le volume IRWST atteint [1]. Le calcul est le suivant :

- inventaire initial en eau de l'IRWST [1] (minimisé),
- inventaire initial en eau du primaire [1] (minimisé, niveau ¾ boucle),
- volume maximal du primaire [1] (maximisé),
- volume de rétention du bâtiment réacteur, incluant la part vapeur dans l'enceinte [1] (maximisé).

[1]

Compte-tenu du dimensionnement des vannes PTR ainsi que des pertes de charge dans les lignes de retour, un débit minimal de [1] m<sup>3</sup>/h de la piscine réacteur vers l'IRWST est assuré lorsque le niveau piscine atteint [1] mètres [1] et que deux des trois lignes de fond de piscine sont ouvertes (vidange par les pieds de compartiments réacteur et interne ; le compartiment de transfert étant isolé).

L'opérateur est assuré d'avoir [1] un niveau IRWST suffisant pour permettre l'injection de l'ISBP en mode débit réduit et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

### **1.5. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE**

L'analyse précédente démontre le respect des critères d'étude RRC-A, présentés au § 1.2.2., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident du manque de tension généralisée en état Cb2 :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée :
  - par l'intermédiaire des deux GV via le VDA et le petit débit ARE ou l'ASG si l'échange au GV est maintenu,
  - ou par la réalisation d'un gavé ouvert,
  - ainsi que par la mise en service de l'EVU par l'opérateur.
- Le non découverture est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

Pour la séquence « MDTG initié en état Cb2 », les dispositions RRC-A sont les suivantes :

- démarrage manuel des deux diesels d'ultime secours,
- démarrage automatique sur signal au PS « Bas Niveau Boucle < MIN1 » du train ISBP disponible en mode débit réduit pour appoint au circuit primaire,
- basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
- mise en service □ de l'EVU en mode aspersion,
- orientation en gavé-ouvert si la pression branche chaude dépasse □ bar abs.

## **2. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION DE L'ANALYSE DU MDTG EN ÉTAT CB2 ET TRAITEMENT DU MDTG EN ETAT CB1**

Le jeu d'hypothèses relatif à l'état final de conception est présenté dans le sous-chapitre 15.1 et la section 19.1.1.

### **2.1. ANALYSE DES MODIFICATIONS IMPACTANT L'ÉTUDE**

#### **2.1.1. Pression de tarage des VDA**

La pression de tarage retenue dans les calculs est de □ bar abs (plus □ bar d'incertitudes). Désormais la conduite accidentelle demande à l'opérateur d'abaisser le seuil de tarage des VDA à □ bar abs (plus □ bar d'incertitudes).

L'abaissement du point de consigne de tarage des VDA à □ bar abs permet dans les cas présentant une ouverture intermédiaire du primaire et pour lesquels l'entrée en séquence gavé-ouvert n'est pas garantie, de limiter la montée en pression du circuit primaire, de se stabiliser un peu plus bas en pression et en température et aide à récupérer plus rapidement un minimum d'injection de sécurité. L'abaissement du point de tarage des VDA peut donc aider à récupérer un débit d'injection de sécurité dans les cas d'ouverture intermédiaire pour lesquels la pression primaire se stabilise trop haut, dans le cas de VDA tarées à □ bar abs □.

#### **2.1.2. Démarrage automatique des diesels d'ultime secours**

Le démarrage automatique des diesels d'ultime secours est implémenté sur un signal de « Manque de tension LJ pour les quatre divisions », conditionné par la validation du permissif □. Ce signal est supposé atteint au temps initial de l'accident. Un délai de □ est considéré avant démarrage effectif des diesels d'ultime secours.

Cette nouvelle disposition RRC-A permet un démarrage de l'ISBP à débit réduit avant 30 minutes si le niveau primaire est descendu sous MIN1 ce qui est favorable vis-à-vis du non découverture du cœur.

#### **2.1.3. Brèche aux joints des pompes primaires**

Cette séquence, initiée dans les états Cb1 et Cb2 est susceptible de conduire à des conditions dépassant les conditions du fonctionnement normal des joints d'arbre. Une brèche aux joints des pompes primaires de diamètre équivalent □ ne peut être écartée, venant s'ajouter à l'ouverture du circuit primaire en état Cb2.

La prise en compte de brèches aux joints n'entraîne pas de risque de découverture du cœur car le débit IS garantit la suffisance de l'inventaire en eau. Cela ne remet pas en cause l'atteinte de l'état final RRC-A. Par ailleurs, une brèche primaire conduit à une ouverture primaire plus importante autorisant un débit IS plus important et s'avère donc plus favorable vis à vis de l'évacuation de la puissance résiduelle.

#### **2.1.4. Train RIS-RA en attente en mode IS**

En conduite normale, en état C, l'opérateur met les trains RIS-RA 2, 3 et 4 en service en mode RA. Ainsi, seul le train RIS-RA n°1 peut être en attente en mode IS. C'est donc ce train qui démarrera en

mode IS sur signal de « bas niveau boucle < MIN1 ». La pompe ISBP du train n°4 reste cependant disponible puisque son refroidissement est assuré par le DEL.

Cette modification est sans impact sur les résultats.

## **2.2. COUVERTURE DE L'ÉTAT CB1**

L'analyse de l'accident de MDTG a été étendue à l'état Cb1.

La vérification des critères de sûreté réalisée dans ce chapitre en état Cb2 s'applique également à l'état Cb1.

En effet, cet état standard présente les mêmes caractéristiques que l'état Cb2 en termes :

- d'inventaire en eau primaire,
- de nombre de pompes primaires et RIS-RA en mode RA en service,
- de pression/température primaire,
- de nombre de GV disponibles.

Les seules différences concernent :

- les ouvertures primaires qui sont plus limitées en état Cb1 qu'en état Cb2,
- la puissance résiduelle qui est de  $\square$  MW en état Cb1 au lieu de  $\square$  MW en état Cb2 (puissance retenue dans les calculs).

L'ouverture du primaire en état Cb1 étant plus limitée qu'en état Cb2 et la présence d'incondensables dans le circuit primaire dégradant également l'échange primaire/secondaire, l'analyse réalisée en état Cb2 couvre le cas en état Cb1.

La puissance plus élevée en état Cb1 est de nature à changer la cinétique de l'accident mais n'en modifie pas les conclusions. En effet, l'échauffement du primaire est plus rapide en état Cb1 et le niveau boucle qui conduit au déclenchement de l'IS est atteint plus rapidement. L'état thermohydraulique du primaire lors du déclenchement de l'IS est indépendant de la puissance résiduelle, il est identique que l'accident soit initié en état Cb1 ou en état Cb2.

Dès lors :

- soit l'ouverture primaire est suffisamment importante pour permettre un maintien de l'inventaire en eau et une évacuation de la puissance résiduelle grâce à l'IS et aux GV garantissant le respect des critères de sûreté,
- soit l'ouverture est trop petite conduisant à une montée en pression du primaire et une orientation vers une conduite en GO. Cette orientation est décidée sur un critère de pression primaire supérieure à  $\square$  bar abs (indépendamment de la puissance résiduelle). L'état thermohydraulique lors de l'atteinte de ce seuil est identique que l'accident soit initié en état Cb1 ou Cb2. Enfin, le gavé-ouvert évacue sans difficulté la puissance résiduelle de l'état Cb1 garantissant le respect des critères de sûreté.

## **2.3. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR LES ÉTATS CB1 ET CB2**

### Prise en compte de l'échauffement des colonnes de référence

L'échauffement des colonnes de référence consécutif à des conditions d'ambiance accidentelle implique l'apparition d'un biais sur la mesure, non pris en compte dans le remontage d'incertitudes des mesures de niveau. L'ajout de ce poste supplémentaire peut conduire à un dépassement du requis en ambiance dégradée pris en compte dans cette étude.

L'analyse d'impact a été menée [ ] et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification.

#### Modification des débits RIS

Une modification concernant la valeur des débits RIS a été introduite entre l'état intermédiaire et celui en cohérence avec l'état final de conception.

Une analyse d'impact a été menée sur les études de MDTG en état Cb1 et Cb2 [ ] et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification. Les conclusions présentées aux [§ 2.2.](#) et [§ 2.4.](#) ne sont pas remises en cause.

### **2.4. CONCLUSION**

Ainsi, la démonstration du respect des critères de sûreté et de l'atteinte de l'état final RRC-A, exposée au [§ 1.](#) de la présente section pour l'état Cb2 n'est pas remise en cause par la mise en cohérence des hypothèses d'étude avec l'état final de conception et peut être étendue à l'état Cb1.

L'analyse précédente démontre donc le respect des critères d'étude RRC-A pour l'accident de manque de tension généralisée en état Cb1 et Cb2 :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée :
  - par l'intermédiaire des deux GV via le VDA et le petit débit ARE ou l'ASG si l'échange au GV est maintenu,
  - ou par la réalisation d'un gavé ouvert,
  - ainsi que par la mise en service de l'EVU par l'opérateur.
- Le non découverture est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- mise en service automatique des deux diesels d'ultime secours (SBO),
- le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié EDL,
- le démarrage automatique sur signal temporisé au PS « Bas niveau boucle < MIN1 » du train ISBP disponible en mode réduit pour appoint au circuit primaire,
- la mise en service [ ] de l'EVU en mode aspersion,
- l'orientation en gavé ouvert si la pression branche chaude dépasse [ ] bar.

### **3. MDTG EN ÉTAT CB3**

Cette démonstration est cohérente avec l'état final de conception.


#### **3.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

Un Manque De Tension Généralisée (MDTG) initié en état Cb3 consiste en la perte des alimentations électriques externes, cumulée à une perte des quatre diesels principaux.

En état Cb3, le circuit primaire est ouvert (événement pressuriseur ouvert), le couvercle de cuve est dégoujonné mais toujours posé sur la cuve. Les pompes primaires sont arrêtées, le niveau d'eau est aux  $\frac{3}{4}$  boucles et l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par le RIS-RA en mode RA. Plus aucun GV n'est disponible.

En particulier, en situation de MDTG initiée en état Cb3, les systèmes suivants sont indisponibles :

- le système de contrôle volumétrique et chimique RCV,
- le système de refroidissement à l'arrêt RIS-RA en mode RA,
- les pompes ISMP du RIS,
- les pompes ISBP 2 et 3 du RIS (les pompes 1 et 4 disposent d'un refroidissement diversifié par le DEL, et peuvent être relestées sur les diesels d'ultime secours),
- l'alimentation de secours des GV 2 et 3,
- les ventilations des divisions 2 et 3.

Le démarrage automatique de deux diesels d'ultime secours (diesels SBO) sur signal « Manque de tension LJ pour les quatre divisions », conditionné par la validation du permissif , permet d'assurer l'alimentation électrique :

- d'un train RIS-RA initialement en attente en mode IS,
- d'un train EVU en mode aspersion.

Cette disposition RRC-A (« Démarrage automatique des deux diesels d'ultime secours SBO ») est cumulée aux suivantes, listées ci-dessous, pour assurer la mitigation de cette séquence :


- mise en service automatique sur signal PS « Bas niveau boucle < MIN1 » du train RIS-RA en mode IS à débit réduit pour appoint au circuit primaire,
- basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
- mise en service de l'EVU en mode aspersion.

## **3.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **3.2.1. Description : phénomènes prédominants**

L'accident de MDTG initié en état Cb3 est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de secours.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu, le fluide primaire commence à s'échauffer, rejoignant rapidement les conditions de saturation.

Suite à la formation de vapeur dans le circuit primaire, la pression primaire augmente rapidement en raison de la faible ouverture primaire, pouvant alors dépasser la valeur limite  au-delà de laquelle le couvercle de cuve peut se soulever. Le non-découvrement du cœur doit alors être vérifié, étant donnée la perte d'inventaire en eau du primaire par vaporisation, mais aussi par les ouvertures du circuit primaire, qui doit être compensée par le débit d'injection de la pompe ISBP en mode IS à débit réduit.

De même, l'atteinte de l'état final RRC-A dépend de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST afin de maintenir un niveau IRWST suffisant pour assurer le bon fonctionnement des pompes RIS-RA en mode IS à débit réduit et de l'EVU.

### **3.2.2. Critères**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4. Pour cet accident en particulier, les critères techniques d'acceptation relatifs aux APRP (voir section 15.0.2) sont à vérifier.

En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découverture du cœur,
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

### **3.3. SCÉNARIO**

Le scénario de perte des alimentations électriques externes et des quatre diesels principaux initié en état Cb3 considéré pour l'étude est le suivant :

- A l'initiateur, l'alimentation des pompes ISMP et RIS-RA est perdue. Les pompes primaires sont à l'arrêt, aucun GV n'est disponible à l'entrée en Cb3.
- A l'instant initial, l'atteinte du signal de protection « Bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4 vers le DEL.
- A l'instant initial, le signal de « manque de tension LJ pour les quatre divisions » conditionné à la validation du permissif [ ] permet le démarrage automatique des diesels d'ultime secours (disposition RRC-A). Un diesel est donc utilisé pour alimenter électriquement la pompe ISBP refroidie par le DEL initialement en attente en mode IS. La pompe ISBP est supposée être alimentée électriquement [ ] minutes après le démarrage automatique des diesels d'ultime secours.
- Suite à la perte du RIS-RA en mode RA, le primaire n'est plus refroidi et l'eau du primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est progressivement vaporisé. La pression primaire augmente alors dans le circuit, jusqu'à atteindre une pression suffisante pour soulever le couvercle de cuve [ ]. Le soulèvement du couvercle accélère la vidange du circuit primaire, et la pression se stabilise à la pression de soulèvement du couvercle [ ].
- La piscine BR étant vide, les débits de retour gravitaires depuis la piscine réacteur vers le primaire via les ajutages d'aspersion et les jeux entre les internes supérieurs et inférieurs ne s'établissent pas (contrairement à la situation se mettant en place en état D).
- Sous l'effet de la vaporisation de l'eau du circuit primaire et de la perte d'inventaire en eau au niveau du couvercle, les boucles se vident et le signal IS automatique sur « Bas niveau boucle < MIN1p » minoré des incertitudes en conditions dégradées, [ ], intervient. La pompe ISMP ne démarre pas faute d'alimentation électrique ce qui ne permet pas de restaurer l'inventaire en eau. Le niveau d'eau reste donc inférieur au seuil « Bas niveau boucle < MIN1 » à l'issue de la temporisation [ ], détectant ainsi que l'ISMP n'a pas démarré. Ce signal ferme l'évent pressuriseur et démarre la pompe ISBP (fonctionnant en mode IS à débit réduit) alors alimentée électriquement par un diesel d'ultime secours.
- Le second diesel d'ultime secours alimente électriquement un train EVU, qui peut alors être mis en service [ ] (disposition RRC-A) pour atteindre des conditions de pression et température enceinte stabilisées. L'état final RRC-A est atteint.

### **3.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

#### **3.4.1. Hypothèses**

Toutes les valeurs de pression indiquées par la suite sont des pressions absolues.

##### **3.4.1.1. Paramètres dominants**

###### **3.4.1.1.1. Court terme**

Les paramètres dominants pour la vérification du non-découvrement du cœur à court terme, ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- puissance résiduelle (maximisée),
- température initiale du primaire (maximisée),
- inventaire en eau primaire initial (minimisé),
- taille des ouvertures primaires (maximisée),
- pression de soulèvement du couvercle (maximisée pour minimiser l'injection d'IS),
- débit d'ISBP en mode débit réduit (minimisé),
- délai avant injection effective de l'ISBP en mode débit réduit (maximisé).

###### **3.4.1.1.2. Long terme**

Pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire reste suffisant pour éviter un découvrement du cœur, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP à débit réduit et un débit EVU jusqu'à l'état final RRC-A.

Pour le non découvrement du cœur à long terme, les paramètres dominants sont identiques à ceux de l'aspect court terme énumérés ci-dessus.

Les paramètres dominants pour la pénalisation du niveau IRWST sont les suivants :

- débit EVU (maximisé),
- débit ISBP en mode réduit (maximisé),
- capacité de rétention du primaire (maximisée),
- capacité de rétention du BR (maximisée),
- capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

##### **3.4.1.2. État initial**

L'état Cb3 est une sous-division de l'état C3, dans lequel le permissif P15 est validé.

Le passage en état Cb3 a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et systèmes disponibles.

Plus particulièrement, lors de l'arrêt de la tranche, l'entrée en état Cb3 est marquée par le dévissage des goujons du couvercle de cuve, qui intervient au plus tôt 26 heures après l'arrêt du réacteur.

Durant l'état Cb3, le couvercle est dégoujonné, puis la MSDG est retirée préalablement à la levée du couvercle (entrée en état D). Le niveau primaire est aux  $\frac{3}{4}$  boucles et le balayage en azote a été effectué.

Lors de la phase d'arrêt, l'opérateur passe un train RIS-RA en attente en mode ISBP. Trois trains RIS-RA en mode RA restent donc actifs et assurent le refroidissement du primaire.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

Tous les GV sont indisponibles dans cette phase.

En état Cb3, la concentration initiale en bore du circuit primaire est supérieure à la concentration de l'arrêt pour rechargement.

La sortie de l'état Cb3 et l'entrée en état D est marquée par le début du soulèvement du couvercle de cuve.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.3](#). Les ouvertures primaires considérées sont précisées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.4](#).

#### 3.4.1.3. Données neutroniques

Une puissance résiduelle maximisée [ ] et correspondant à l'entrée en état Cb3 est considérée, [ ].

#### 3.4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
inopérantes sur signal IS, car non alimentées électriquement.
- ISBP  
L'injection par le train ISBP en mode IS à débit réduit démarre automatiquement dans cette séquence, grâce :
  - à l'alimentation électrique de ce train IS par un des deux diesels d'ultime secours,
  - à l'atteinte du signal IS sur « Bas niveau boucle < MIN1 ».

La courbe caractéristique d'injection minimale de l'ISBP en mode débit réduit est retenue dans l'étude des aspects cœur (voir sous-chapitre 15.1).

Le débit maximal d'injection [ ] est retenu pour l'aspect recirculation.

L'injection d'IS par le train RIS-RA en attente en mode IS est rendue possible par le basculement automatique du RRI vers le DEL pour assurer le refroidissement des pompes ISBP.

L'ISBP en mode débit réduit est supposée injecter à plein débit après :

- une temporisation [ ],
  - un temps de réponse de la chaîne contrôle commande [ ],
  - un délai d'atteinte du plein débit de l'ISBP en mode débit réduit [ ].
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables en état Cb3.
  - ASG  
Aucun GV n'étant disponible en état Cb3, l'ASG n'est pas créditée dans l'étude.
  - EVU  
Un train EVU est disponible car alimenté par le deuxième diesel d'ultime secours.
  - GMPP  
Cette séquence, initiée en état Cb3, est susceptible de conduire à des conditions dépassant les conditions du fonctionnement normal des joints d'arbre.  
Cette séquence peut donc être une séquence en situation dégradée présentant des joints défaillants. En conséquence, une brèche aux joints des pompes primaires de diamètre équivalent [ ] est donc considérée dans cette étude au-delà de 12 h.



### 3.4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA  
L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané au temps initial.
- démarrage automatique des diesels d'ultime secours  
Le démarrage automatique des diesels d'ultime secours est implémenté sur un signal de « Manque de tension LJ pour les quatre divisions », conditionné par la validation du permissif [ ]. Ce signal est supposé atteint à l'instant initial de l'accident. Un délai [ ] est considéré avant démarrage effectif des diesels d'ultime secours.
- signal IS  
Le démarrage IS, classé F2, intervient sur signal « Bas niveau boucle < MIN1 » minoré des incertitudes en conditions dégradées [ ]. Un temps de réponse global des chaînes de contrôle commande de 1,5 s est considéré. Une temporisation de [ ] est respectée pour détection d'un non-démarrage des pompes ISMP.
- Le basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des trains RIS-RA 1 et 4 est supposé concomitant à l'initiateur.

### 3.4.1.6. [ ]

[ ]

### 3.4.2. Méthode et calcul

La démonstration du non-découvrement du cœur suite à un « MDTG en état Cb3 » est traitée par un calcul réalisé en trois phases. Les trois phases considérées sont les suivantes :

- La phase 1 couvre l'échauffement homogène jusqu'à saturation du volume d'eau contenu dans le plenum supérieur et le cœur.
- La phase 2 conduit à l'expulsion de tout le volume d'eau se situant au-dessus du bas des colonnes des guides de grappes. De manière conservatrice, la phase 2 est considérée instantanée.
- La phase 3 couvre la vaporisation du volume compris entre le dessus du cœur et le bas des colonnes des tubes guides de grappes avant le démarrage de l'ISBP en mode réduit.

La démonstration de sûreté est basée sur :

- Une évaluation de la masse d'eau restant au-dessus du cœur, non expulsée au cours de la phase 2.
- Une comparaison du temps de vaporisation de la masse d'eau restante au-dessus du cœur avec le délai de démarrage effectif de l'ISBP à débit réduit (avec prise en compte du temps de réponse de la chaîne de contrôle commande, de la temporisation et du délai pour atteindre le plein débit ISBP), pour démontrer l'absence de découvrement du cœur.
- Une évaluation du débit de vaporisation et la démonstration de sa compensation par le débit d'ISBP en mode réduit pour démontrer l'équilibre massique à long terme du circuit primaire.

### 3.4.3. Résultats

#### 3.4.3.1. Analyse vis-à-vis du découvrement du cœur

- phase 1 : échauffement puis vaporisation du fluide primaire jusqu'à la phase d'expulsion par les colonnes des guides de grappes  
Au début de l'accident, le niveau primaire est régulé à  $\frac{3}{4}$  boucle. Le volume d'eau contenu dans le cœur et le plenum supérieur est alors de [ ] m<sup>3</sup>.  
La puissance résiduelle est prise égale à [ ] MW (cf. tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.3](#)).  
Lors de cette phase, le fluide primaire s'échauffe et la pression primaire augmente pour atteindre les conditions de saturation jusqu'au soulèvement du couvercle.

En effet, le couvercle de cuve étant dégoujonné, le dépassement de la pression de soulèvement du couvercle entraîne son soulèvement, et donc une augmentation des ouvertures primaires permettant ainsi l'expulsion du fluide primaire en phase 2. La pression différentielle nécessaire au soulèvement du couvercle avec la machine de serrage et de desserrage des goujons est évaluée à  $\square$  bar (cf. [A- -19.1.3Fsj.2.1](#)). La pression maximale atteinte sous le couvercle en état Cb3 est donc d'approximativement  $\square$  bar abs.

Par conservatisme vis-à-vis du calcul du débit vapeur en [A- -19.1.3Fsj.2.2](#), l'analyse considère qu'en fin de phase 1, le fluide primaire est à saturation à  $\square$  °C  $\square$ .

- phase 2 : expulsion instantanée du fluide primaire par les colonnes des guides de grappe  
Le volume de fluide primaire expulsé au cours de la phase 2 correspond au volume compris entre le niveau initial à  $\frac{3}{4}$  boucle et le bas des colonnes des guides de grappes et vaut  $\square$  m<sup>3</sup> (cf. tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.5](#) et [A- -19.1.3Fsj.2.2](#)).

Par conservatisme vis-à-vis de la démonstration du non découverture du cœur, cette phase est supposée instantanée induisant notamment une vidange immédiate des branches chaudes. Dès lors, ce conservatisme impose de démontrer en phase 3 que le volume d'eau à vaporiser garantissant l'absence de découverture du cœur est suffisant pour couvrir la durée avant le démarrage puis l'atteinte du plein débit de l'IS à débit réduit  $\square$ .

Par ailleurs, le volume expulsé considéré prend en compte notamment le volume d'eau des branches froides et de la descente annulaire au-dessus du bas des guides de grappes, soit  $\square$  m<sup>3</sup>. Or, cette eau est celle qui se trouvera dans le cœur à l'issue de la phase 2 d'expulsion puisque l'eau des branches froides et de la descente annulaire est expulsée par le couvercle en passant par le cœur.

- phase 3 : vaporisation jusqu'à l'injection de sécurité  
En considérant la temporisation de  $\square$  min, un temps de réponse global des chaînes de contrôle commande de  $\square$  s et un délai de  $\square$  s pour l'atteinte du plein débit, l'injection de l'ISBP à débit réduit débute  $\square$  après l'atteinte en phase 2 du seuil « Bas niveau en branche chaude < MIN1p ».

A l'issue de la phase 2, le volume géométrique au-dessus du cœur et dans la partie annulaire (entre le haut du cœur et le bas des colonnes des guides de grappes) vaut  $\square$  m<sup>3</sup> (cf. [TAB-19.1.3Fsj.2.5](#)). En considérant un débit de vaporisation de  $\square$  kg/s (cf. [A- -19.1.3Fsj.2.2](#)), le temps de vaporisation de la masse d'eau au dessus du cœur est de  $\square$  s pour un taux de vide de  $\square$  (cf. [A- -19.1.3Fsj.2.2](#)). Dans ces conditions, le démarrage de l'IS interviendrait avant la vaporisation complète du volume d'eau garantissant le non découverture du cœur.

Le taux de vide « limite » qui conduit au démarrage de l'IS à débit réduit avant la vaporisation complète du volume d'eau, garantissant le non découverture du cœur est  $\square$  (cf. [A- -19.1.3Fsj.2.2](#)).

Afin de garantir le non-découverte du cœur indépendamment du taux de vide, un apport minimum d'environ  $\square$  m<sup>3</sup> est requis (cf. [A- -19.1.3Fsj.2.2](#)).

Cependant compte tenu :

- du conservatisme retenu vis-à-vis de la phase 2 qui considère  $\square$  m<sup>3</sup> expulsés de manière instantanée,
- du conservatisme relatif à l'expulsion instantanée de l'eau contenue dans les branches froides,
- de la non valorisation de l'alimentation du cœur par la descente annulaire pendant la phase 3 par effet gravitaire,

le découverture du cœur avant le démarrage IS est exclu.

Le démarrage de l'IS à débit réduit garantit le non découverture du cœur puisque sous une pression de  $\square$  bar abs, le débit de vaporisation vaut environ  $\square$  kg/s et le débit d'injection de l'ISBP à débit réduit à cette pression vaut environ  $\square$  kg/s.

La prise en compte à 12 h d'une brèche aux joints des pompes primaires avec une  $\square$  n'a pas d'impact sur le non-découverte.

En effet,  $\square$ , le débit associé à la brèche aux joints est de  $\square$  kg/s, le débit de vaporisation vaut environ  $\square$  kg/s et le débit d'injection de l'ISBP à débit réduit à cette pression vaut environ  $\square$  kg/s.

Le débit vaporisé dans le cœur est alors largement compensé par l'injection d'IS et ce jusqu'à l'état final RRC-A.

### 3.4.3.2. Recirculation de la piscine BR vers l'IRWST

Tout comme dans l'état Cb2 décrit au § 1.4.3.2., il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP à débit réduit et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final □.

La démonstration de l'état Cb2 s'applique à l'état Cb3 puisque les débits d'IS maximisés considérés au § 1.4.3.2. sont aussi enveloppes de la situation en état Cb3. Ainsi un niveau minimum dans l'IRWST est assuré permettant la recirculation de l'eau par la pompe ISBP et les trains EVU. La mise en place de la recirculation entre la piscine BR et l'IRWST permet donc de garantir l'atteinte de l'état final RRC-A □.

### **3.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ÉTAT CB3**

#### Modification des débits RIS

Une modification concernant la valeur des débits RIS a été introduite entre l'état intermédiaire et celui en cohérence avec l'état final de conception.

Une analyse d'impact a été menée sur les études de MDTG en état Cb3 □ et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification. Les conclusions présentées au paragraphe suivant ne sont pas remises en cause.

### **3.6. CONCLUSION**

L'analyse précédente démontre le respect des critères d'étude RRC-A présentés au § 3.2.2., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident du manque de tension généralisée en état Cb3 :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (grappes insérées, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de l'EVU □.
- Le non découverture est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

L'analyse précédente démontre le respect des critères d'étude RRC-A pour l'accident de MDTG en état Cb3. La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- mise en service automatique des deux diesels d'ultime secours SBO,
- mise en service automatique sur signal PS temporisé de « Bas niveau boucle < MIN1 » du train RIS-RA en attente en mode IS à débit réduit pour appoint au circuit primaire,
- basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
- mise en service de l'EVU en aspersion.

## **4. MDTG EN ÉTAT D**

Cette démonstration est cohérente avec l'état final de conception.

### **4.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

Un Manque De Tension Externe (MDTE) cumulé à la perte des 4 diesels de secours mène à la perte de toutes les alimentations électriques secourues et non secourues, aussi appelé Manque De Tension Généralisé (MDTG).

En état D, le couvercle de cuve est soulevé, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur. Aucun GV n'est disponible.

En particulier, en situation de MDTG initiée en état D, les systèmes suivants sont indisponibles :

- le système de contrôle volumétrique et chimique RCV,
- le système de refroidissement à l'arrêt RIS-RA,
- les pompes ISMP du RIS,
- les pompes ISBP 2 et 3 du RIS (les pompes 1 et 4 disposent d'un refroidissement diversifié, et peuvent être relestées sur les diesels d'ultime secours),
- le système de ventilation (divisions 2 et 3).

Le démarrage automatique de deux diesels d'ultime secours sur signal « Manque de tension LJ pour les quatre divisions », conditionné par la validation du permissif P15 « GMPP arrêtés », permet d'assurer l'alimentation électrique de :

- un train RIS-RA initialement en attente en mode IS,
- un train EVU en mode aspersion.

## **4.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **4.2.1. Description : phénomènes prédominants**

L'accident de MDTG initié en état D est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de secours.

Le refroidissement du circuit primaire par le RIS-RA en mode RA étant perdu, le fluide primaire (circuit primaire + piscine BR) commence à s'échauffer, rejoignant progressivement les conditions de saturation. Du fait de la vaporisation de l'eau, le niveau dans la piscine BR décroît, un risque de découverture du combustible ne peut être écarté. En fonction du niveau du fluide primaire, l'IS peut être mise en service soit de manière automatique, soit par l'opérateur sur un critère de niveau piscine.

L'atteinte de l'état final RRC-A dépend de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST afin de maintenir un niveau IRWST suffisant pour assurer le bon fonctionnement des pompes RIS-RA en mode IS à débit réduit et de l'EVU.

### **4.2.2. Critères**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2).

En pratique, le respect de ces critères est assuré par le respect des conditions suivantes :

- pas de découverture du cœur.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée à long terme.
- la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

### **4.3. SCÉNARIO**

Le début de l'accident est marqué par le cumul de la perte des alimentations externes et de la perte des 4 diesels de secours. La séquence des événements est donnée ci-après :

- La perte des alimentations entraîne la perte du RIS-RA en mode RA.
- L'atteinte du signal protection « bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique des trains RIS-RA 1 et 4 vers le DEL.
- A l'instant initial, le signal de « manque de tension LJ pour les quatre divisions » conditionné à la validation du permissif [ ] permet le démarrage automatique des diesels d'ultime secours (disposition RRC-A). Un diesel est alors utilisé pour alimenter électriquement une pompe ISBP refroidie par le DEL. La pompe ISBP est supposée être alimentée électriquement [ ] minutes après le démarrage automatique des diesels d'ultime secours. Le second diesel d'ultime secours est connecté à un train EVU.
- Le primaire n'étant plus refroidi, l'eau primaire monte en température jusqu'à l'atteinte des conditions de saturation.
- Une fois la saturation atteinte, l'inventaire en eau primaire est graduellement vaporisé. À partir de cet instant deux évolutions sont possibles :
  - Si le niveau piscine est inférieur au seuil de haut niveau [ ], le train RIS-RA en attente est automatiquement démarré en mode IS à débit réduit sur signal temporisé « Bas niveau boucle < MIN1 ». Ce cas est appelé « cas bas niveau piscine » dans la suite de la démonstration.
  - Si le niveau piscine est supérieur ou égal au seuil de haut niveau [ ] et si l'ISBP n'injecte pas automatiquement, [ ] démarre l'ISBP à débit réduit. Ce cas est appelé « cas haut niveau piscine » dans la suite de la démonstration.
- ouverture des vannes de fond de piscine [ ], afin d'assurer une recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST,
- mise en service [ ] de l'EVU en mode aspersion.

#### **4.3.1. Cas bas niveau piscine**

Le débit d'injection d'ISBP à débit réduit permet au moins de compenser la vaporisation de l'inventaire en eau primaire, et permet donc l'atteinte d'une situation stable jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

30 min après la première alarme significative, l'opérateur entre en conduite et :

- ouvre les vannes de fond de piscine, permettant ainsi le remplissage de l'IRWST et donc l'établissement d'une situation stable jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A,
- À partir d'1h30 après la première alarme significative, [ ] si le niveau piscine est inférieur à 11,9 m, l'EVU en mode aspersion afin d'évacuer la puissance résiduelle. Cette action n'est possible qu'une heure et 30 minutes après la première alarme significative afin de pouvoir réaliser préalablement les opérations d'injection de soude dans l'IRWST [ ].

#### **4.3.2. Cas haut niveau piscine**

La hauteur motrice de la piscine est suffisante pour assurer des débits retour dans la zone du cœur. Ces débits s'établissent par les jeux entre les internes supérieurs et inférieurs et par le biais des ajutages d'aspersion.

30 min après l'évènement initiateur, l'opérateur ouvre les vannes de fond de piscine, permettant ainsi le remplissage de l'IRWST.

A partir du moment où le niveau piscine passe sous le seuil de [ ] m, [ ] :

- une pompe ISBP en mode réduit alimentée par le diesel SBO, ce qui permet de compenser le débit vaporisé dans le cœur jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A,
- un train EVU en mode aspersion afin d'évacuer la puissance résiduelle. Cette action n'est possible qu'une heure et 30 minutes après la première alarme significative afin de pouvoir réaliser préalablement les opérations d'injection de soude dans l'IRWST [1].

#### **4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

##### **4.4.1. Hypothèses**

###### **4.4.1.1. Paramètres dominants**

###### **4.4.1.1.1. Court terme**

Les paramètres dominants pour la vérification du non-découvrement du cœur à court terme, ainsi que leur mode de pénalisation pour l'étude sont indiqués ci-dessous :

- température initiale du primaire (maximisée),
- puissance résiduelle (maximisée),
- taille des ouvertures primaires (maximisée pour la vidange du primaire, minimisée pour les calculs de débit de retour),
- pertes de charge dans les colonnes guides de grappe (maximisées),
- pertes de charge dans les ajutages d'aspersion (maximisées),
- taille des jeux internes supérieurs – internes inférieurs (minimisée),
- pertes de charge dans les jeux internes supérieurs – internes inférieurs (maximisées),
- débit d'ISBP en mode débit réduit (minimisé).

###### **4.4.1.1.2. Long terme**

Pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire reste suffisant pour empêcher un découvrement des assemblages, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP réduit jusqu'à l'état final RRC-A.

Pour le non découvrement du cœur à long terme, les paramètres dominants sont identiques à ceux de l'aspect court terme énumérés ci-dessus.

Les paramètres dominants pour la pénalisation du niveau IRWST sont les suivants :

- débit EVU (maximisé),
- débit ISBP en mode débit réduit (maximisé),
- capacité de rétention du primaire (maximisée),
- capacité de rétention du BR (maximisée),
- capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

###### **4.4.1.2. État initial**

En fonction des cas étudiés, l'état initial à couvrir correspond à l'état D avec un niveau initial piscine BR supérieur ou égal au seuil haut niveau [1] ou un état D avec un niveau initial piscine BR inférieur au seuil de haut niveau [1].

Le passage en état D a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres et des systèmes disponibles.

L'entrée en état D est marquée par le début du soulèvement du couvercle de cuve, qui intervient au plus tôt 36 heures après l'arrêt du réacteur.

Lors du déroulement de l'état D, le couvercle de cuve est soulevé, et le niveau piscine est graduellement augmenté[1].

Durant l'état D, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur, et la pression dans le circuit primaire augmente graduellement avec l'élévation de la hauteur piscine.

Du côté secondaire, les GV sont indisponibles.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

En état D, la concentration initiale en bore du circuit primaire est supérieure à la concentration de l'arrêt pour rechargement.

Lors de la phase d'arrêt, l'opérateur passe un train RIS-RA en attente en mode IS. Trois trains RIS-RA en mode RA restent donc actifs et assurent le refroidissement du primaire.

La fin de l'état D est marquée par la fin du remplissage de la piscine réacteur.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.6](#). Les paramètres du calcul des débits gravitaires sont donnés dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.7](#).

#### 4.4.1.3. Données neutroniques

La puissance résiduelle initiale du calcul est prise de façon enveloppe égale à la valeur à l'entrée en état D [1]. La loi de puissance résiduelle B+C [1] du sous-chapitre 15.1 est utilisée.

#### 4.4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
inopérantes sur signal IS, car non alimentées électriquement.
- ISBP  
Le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit sur signal temporisé « Bas niveau boucle < MIN1 » est considéré lorsque le niveau dans la piscine reste limité.  
La courbe caractéristique d'injection minimale est retenue dans l'étude des aspects cœur (voir sous-chapitre 15.1), ainsi qu'une température prise égale à la température de saturation du primaire.  
Le débit maximal d'injection [1] est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant tout l'état D.
- ASG  
ASG non disponible
- EVU  
Un train EVU disponible car alimenté par le deuxième diesel d'ultime secours.

#### 4.4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA

L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané au temps initial.

- démarrage automatique des diesels d'ultime secours  
Le démarrage automatique des diesels d'ultime secours est implémenté sur un signal de « Manque de tension LJ pour les quatre divisions », conditionné par la validation du permissif [1]. Ce signal est supposé atteint au temps initial de l'accident. Un délai [1] est considéré avant démarrage effectif des diesels d'ultime secours.
- signal IS  
Le signal IS intervient sur signal « Bas niveau boucle < MIN1p » minoré des incertitudes en conditions dégradées, [1]. Un temps de réponse global de la chaîne au PS [1] (« Bas niveau boucle < MIN1 ») et un délai [1] pour l'atteinte du plein débit sont considérés. Une temporisation [1] est respectée pour détection d'une perte des pompes ISMP. Si le niveau piscine est supérieur ou égal au seuil de haut niveau [1] et si l'ISBP n'injecte pas automatiquement, [1] démarrera l'ISBP à débit réduit.

#### 4.4.1.6. [1]

[1]

#### 4.4.2. Méthode et calcul

L'aspect court terme de l'accident de MDTG en état D est traité par argumentaire et par calculs analytiques.

L'aspect long terme de l'accident (atteinte de l'état final RRC-A) de MDTG en état D est traité par argumentaire. Les aspects P & T ne sont pas l'objet de cette section et sont traités au paragraphe 3 de la section 6.2.1 du Rapport de Sécurité.

#### 4.4.3. Résultats

##### 4.4.3.1. Aspect court terme

L'accident de MDTG, avec les hypothèses décrites aux paragraphes précédents, peut se dérouler selon deux scénarios en fonction du niveau d'eau dans la piscine réacteur.

##### 4.4.3.1.1. Cas d'un MDTG avec niveau piscine initial bas [1]

L'aspect court terme du MDTG en état D avec bas niveau piscine est couvert par le même accident en état Cb3. En effet, la situation est analogue mais les paramètres suivants sont plus favorables :

- En état D, la puissance résiduelle et donc le débit vaporisé sont inférieurs à ceux de l'état Cb3.
- En état D, le couvercle de cuve n'est plus posé et la pression primaire est donc inférieure [1] en comparaison du cas en état Cb3. En conséquence, le débit ISBP réduit injecté est supérieur au cas Cb3.

Le débit vaporisé dans le cœur est alors largement compensé par l'IS à débit réduit, garantissant ainsi le non découverture du cœur.

##### 4.4.3.1.2. Cas d'un MDTG avec niveau piscine initial haut [1]

Après l'atteinte des conditions de saturation, un débit vapeur important s'établit dans les colonnes des guides de grappes et les ajutages d'aspersion. Dans ces conditions, de fortes incertitudes existent à la fois sur le débit passant par ces orifices, mais aussi sur les phénomènes d'entraînement de liquide et donc de vidange du primaire.

Cependant, une fois que la vidange primaire a été suffisamment importante pour découvrir le bas des colonnes guides de grappe, l'écoulement devient monophasique vapeur et se stabilise. [1]. Une schématisation de la situation du primaire dans cette situation dégradée est donnée en figure [FIG-19.1.3Fsj.2.11](#).



Afin de démontrer le non-découvrement du cœur, il est donc nécessaire de démontrer d'une part que des débits de retour s'établissent depuis la piscine réacteur vers le primaire via les ajutages d'aspersions et les jeux entre les internes supérieurs et inférieurs, et d'autre part que ces débits sont supérieurs au débit vaporisé par la puissance résiduelle dans le cœur.

#### calcul des débits de retour

Le calcul des débits de retour via les ajutages d'aspersion et le jeu internes supérieurs – internes inférieurs dans la situation décrite figure [FIG-19.1.3Fsj.2.11](#) dépend des paramètres suivants :

- pression amont aux chemins hydrauliques, soit la pression hydrostatique au niveau de la face supérieure de la plaque support des guides de grappe,
- pression aval aux chemins hydrauliques, soit la pression du plénum supérieur et de la zone du collecteur annulaire,
- pertes de charge et section (paramètre  $K/A^2$ ) des chemins hydrauliques.

Le mode de pénalisation des différents paramètres est précisé ci-dessous :

- pression amont : La pression amont est fonction de la hauteur hydrostatique, elle-même dépendante de la hauteur d'eau piscine réacteur et de la température piscine. Des hauteurs d'eau dans la piscine BR  ont été testées.
- pression aval : La pression dans le plénum supérieur dans la situation de la figure [FIG-19.1.3Fsj.2.11](#) dépend de la perte de charge dans les colonnes guides de grappe. Les pertes de charge ont été maximisées afin de maximiser la contre-pression. La pression du collecteur annulaire est prise égale à la pression du plénum supérieur, afin de maximiser la contre-pression dans cette zone.
- Les pertes de charge dans les différents chemins hydrauliques sont majorées de leurs incertitudes. La taille des différents jeux est minimisée, aboutissant ainsi à une maximisation des coefficients  $K/A^2$  des différents chemins hydrauliques.

En prenant en compte l'ensemble des pénalités,  le débit minimal de retour est de  kg/s. Le détail des calculs est précisé dans l'annexe [A--19.1.3Fsj.2.3](#).

#### calcul du débit vaporisé dans le cœur

Pour une pression découplée de  bar abs, la dissipation d'une puissance de  MW correspond à la vaporisation de  kg/s.

#### calcul de la baisse du niveau piscine avant intervention opérateur

Dans le cas limitatif où le niveau initial piscine est de  m, il est nécessaire d'évaluer la baisse du niveau piscine BR. 30 minutes sont nécessaires  pour démarrer l'injection d'ISBP en mode débit réduit si l'IS n'injecte pas.

Durant cet intervalle,  tonnes d'eau sont vaporisées, ce qui correspond à un volume de  m<sup>3</sup> pour un fluide à saturation à . La  compensation du volume vaporisé dans le cœur correspond donc à une baisse de niveau piscine BR de  cm .

, les débits de retours sont toujours suffisants pour compenser le débit vaporisé dans le cœur.

#### **4.4.3.1.3. Conclusion de l'aspect court terme**

Le non-découvrement du cœur est assuré à court terme, soit par le démarrage automatique de l'ISBP en mode réduit, soit par des retours gravitaires d'eau de la piscine réacteur vers la zone du cœur.

Ce phénomène permet d'assurer le non-découvrement du cœur jusqu'à l'intervention de l'opérateur 30 minutes après l'évènement initiateur.

#### 4.4.3.2. Aspect moyen et long terme

Dans le cadre des études RRC-A, il est nécessaire de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. Le respect des profils P & T enceinte est réalisé dans le paragraphe 3 de la section 6.2.1 du Rapport de Sûreté.

Tout comme pour les aspects court terme, le déroulement long terme de l'accident dépend du niveau piscine réacteur au début de l'accident.

##### 4.4.3.2.1. Cas d'un MDTG avec bas niveau piscine

L'aspect moyen et long terme du MDTG en état D avec bas niveau piscine BR est couvert par le même accident en état Cb3. En effet, la situation est analogue mais les paramètres suivants sont plus favorables :

- En état D, la puissance résiduelle et donc le débit vaporisé sont inférieurs à celui de l'état Cb3.
- En état D, le couvercle de cuve n'est plus posé et la pression primaire est donc inférieure en comparaison du cas en état Cb3. En conséquence, le débit ISBP réduit injecté est supérieur au cas Cb3.

Tout comme dans les états Cb1, Cb2 et Cb3, il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A. Pour ce faire, 30 min après l'évènement initiateur, on procède à l'ouverture des vannes de fond de piscine, permettant ainsi la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

La démonstration est la même que dans les états Cb1/Cb2/Cb3, puisque le débit d'IS maximisé considéré au § 1.4.3.2. est aussi enveloppe de la situation en état D. Ainsi, la recirculation de l'eau de l'IS et de l'EVU est assurée jusqu'à l'atteinte de l'état final.

L'évacuation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par la mise en service de l'EVU en mode aspersion par l'opérateur (mis en service au plus tôt 1h30 après la première alarme significative).

##### 4.4.3.2.2. Cas d'un MDTG avec haut niveau piscine

Le non-découvrement du cœur est assuré pendant toute la phase de vidange puisque le niveau seuil de m est supérieur au niveau minimal de m nécessaire à l'établissement des débits de retour gravitaire.

Une fois l'ISBP en mode débit réduit démarré, le débit injecté est supérieur au débit vaporisé dans le cœur du fait de la basse pression dans l'ensemble du circuit primaire.

Pour assurer l'atteinte de l'état final RRC-A, il est nécessaire de s'assurer du bon fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU et donc de garantir qu'un niveau minimum d'eau reste disponible dans l'IRWST.

Pour ce faire, 30 min après l'évènement initiateur, on procède à l'ouverture des vannes de fond de piscine, permettant ainsi la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST.

La démonstration est la même que dans les états Cb1/Cb2/Cb3, puisque le débit d'IS maximisé considéré au § 1.4.3.2. est aussi enveloppe de la situation en état D. Ainsi, la recirculation de l'eau de l'IS et de l'EVU est assurée jusqu'à l'atteinte de l'état final.

L'évacuation de la puissance résiduelle à long terme est assurée par la mise en service d'un train EVU alimenté par un diesel de secours par l'opérateur et au plus tôt 1h30 après la première alarme significative.

#### **4.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLÉMENTAIRES EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ÉTAT D**

##### Modification des débits RIS

Une modification concernant la valeur des débits RIS a été introduite entre l'état intermédiaire et celui en cohérence avec l'état final de conception.

Une analyse d'impact a été menée sur les études de MDTG en état D  et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification. Les conclusions présentées au paragraphe suivant ne sont pas remises en cause.

#### **4.6. CONCLUSION**

L'analyse précédente démontre le respect des critères d'étude RRC-A présentés au [§ 4.2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident du manque de tension généralisée en état D :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (combustible en fond de cuve, concentration en bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport en eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de l'EVU .
- Le non découverture du cœur est garanti grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et à la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

La démonstration de sûreté repose sur les dispositions RRC-A suivantes :

- la mise en service automatique des deux diesels d'ultime secours SBO,
- le basculement automatique du refroidissement du moteur des pompes ISBP des trains 1 et 4 sur le circuit de refroidissement diversifié DEL,
- le démarrage automatique sur signal PS « Bas niveau boucle < MIN1p » ou manuel du train RIS-RA disponible en mode IS à débit réduit pour appoint au circuit primaire,
- la mise en service  de l'EVU en mode aspersion.

#### **5. MDTG EN ÉTAT E**

Cette démonstration est cohérente avec l'état final de conception.

##### **5.1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

Un Manque De Tension Externe (MDTE) cumulé à la perte des 4 diesels de secours mène à la perte de toutes les alimentations électriques secourues et non secourues, aussi appelé Manque De Tension Généralisé (MDTG).

En particulier, en situation de MDTG initiée durant l'état E, les systèmes suivants sont indisponibles :

- le système de contrôle volumétrique et chimique RCV,
- le système de refroidissement à l'arrêt RIS-RA,
- les pompes ISMP du RIS,
- les pompes ISBP 2 et 3 du RIS (les pompes 1 et 4 disposent d'un refroidissement diversifié, et peuvent être relestées sur les diesels d'ultime secours),
- le système de ventilation (des divisions 2 et 3),

Un train ISBP et un train EVU peuvent néanmoins être alimentés chacun par un des deux diesels d'ultime secours.

La mise en service d'un appoint par l'ISBP en mode débit réduit [ ] en état E intervenant 30 minutes après l'initiateur, le scénario de MDTG en état E est donc un accident d'échauffement du primaire sans disponibilité immédiate de moyens d'appoint et d'évacuation de la puissance résiduelle.

## **5.2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

### **5.2.1. Description : phénomènes prédominants**

L'accident de MDTG initié en état E est un accident d'échauffement du primaire avec une disponibilité limitée des systèmes de secours.

En état E, les piscines BR et BK sont pleines avec un niveau minimal de [ ] m. A l'entrée en état E, lors de la phase d'arrêt, tous les assemblages combustible du cœur sont encore dans la cuve du réacteur et le tube de transfert qui relie les deux piscines est fermé. Cet état correspond à l'état E « hors manutention combustible ». Puis, le tube de transfert est ouvert pour réaliser le déchargement du cœur dans la piscine BK et les deux piscines sont alors en communication. Cet état correspond à l'état E pour « chargement/déchargement » (commande groupée activée).

Durant cet état, un assemblage combustible peut se situer à la cote maximale [ ] lorsqu'il est en cours de manutention.

Suite à l'initiateur, le refroidissement des piscines BR et BK (respectivement par le RIS-RA en mode RA et par le PTR) est perdu. Le fluide commence alors à s'échauffer, rejoignant lentement les conditions de saturation.

Du fait de la vaporisation de l'eau, l'inventaire en eau est progressivement dégradé ce qui peut conduire à un risque de découverture du combustible.

La démonstration de sûreté priorise la gestion côté BR de l'accident. En effet, les deux diesels d'ultime secours sont utilisés prioritairement pour alimenter un train ISBP (recirculation vis-à-vis de l'inventaire en eau) en mode débit réduit et un EVU (évacuation de la puissance résiduelle) en mode aspersion afin de contrôler les conditions dans le BR ce qui ne permet pas d'assurer le refroidissement de la piscine BK par le troisième train PTR.

Vis-à-vis de la gestion côté BK de l'accident, l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par la vaporisation de l'eau de la piscine et le maintien de l'inventaire en eau est réalisé par appoint JAC/JPI. L'analyse de la gestion de l'accident côté BK est réalisée dans la section 19.1.3Fsp.

### **5.2.2. Critères**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A (cf. section 19.1.0). Les critères de l'état final sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

En pratique, pour cet accident initié en état E, le respect de ces critères techniques d'acceptation est assuré par le respect des conditions suivantes :

- l'absence de dénoyage du combustible : Pour l'état E chargement/déchargement, cela se traduit par le maintien, sur toute la durée de la séquence accidentelle, d'un niveau d'eau dans les piscines BR et BK supérieur à la cote maximale [ ] pouvant être atteinte par un assemblage en manutention,

- l'évacuation de la puissance résiduelle sur le long terme,
- le maintien permanent de la sous-criticité.

### **5.3. SCÉNARIO**

Le début de l'accident est marqué par le cumul de la perte des alimentations externes et de la perte des 4 diesels de secours. La séquence des événements est donnée ci-après :

- La perte des alimentations électriques entraîne la perte du refroidissement par le RIS-RA.
- L'atteinte du signal protection « bas débit RRI » a pour conséquence le basculement automatique du refroidissement des pompes ISBP des trains RIS-RA 1 et 4 vers le DEL.
- Le primaire et la piscine BR n'étant plus refroidis, l'eau primaire monte lentement en température. Les conditions de saturation peuvent être atteintes au plus tôt 3h05 après l'initiateur.
- 30 minutes après la première alarme significative, [ ] procède au démarrage des deux diesels d'ultime secours puis aux actions suivantes afin de maintenir l'inventaire en eau dans la piscine BR et évacuer la puissance résiduelle :
  - fermeture du tube de transfert entre les piscines BR et BK (s'il était ouvert) avant que les conditions d'ambiance côté BK rendent impossible l'accès [ ] à la vanne d'isolement du tube de transfert en bordure de la piscine BK, et avant atteinte de l'ébullition dans la piscine BR en état E « pour chargement/déchargement ». La fermeture du tube de transfert est effective [ ]h après la première alarme significative.
  - ouverture des lignes de fond de piscine BR en état E commande groupée non activée (état E « hors manutention combustible ») ou de la ligne de trop-plein de la piscine BR en état E commande groupée activée (état E pour « chargement/déchargement ») [ ] pour initier la recirculation piscine réacteur – IRWST.
  - Dès que le niveau piscine est inférieur à [ ] m (en cas de recirculation par la ligne de trop-plein) ou inférieur à [ ] m (en cas de recirculation par les lignes de fond de piscine), démarrage [ ] d'un train ISBP à débit réduit pour assurer une circulation d'eau dans la piscine BR.
  - Au plus tôt 1h30 après le premier signal significatif (afin de réaliser les opérations d'injection de soude dans l'IRWST), mise en service de l'EVU en mode aspersion pour contrôler les conditions en pression et température enceinte :
    - En état E « hors manutention combustible » (commande groupée non activée), un train EVU est mis en service à l'atteinte d'un niveau inférieur à 11,90 m dans la piscine BR.
    - En état E « chargement/déchargement » (commande groupée activée), un train EVU est mis en service sur un critère de pression enceinte.

### **5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

#### **5.4.1. Hypothèses**

##### **5.4.1.1. Paramètres dominants**

###### **5.4.1.1.1. Court terme**

Côté BR, pour l'aspect court terme, vis-à-vis de la problématique de non découvrément des assemblages combustible, les paramètres dominants sont les suivants :

- température initiale du primaire (maximisée),
- puissance résiduelle (maximisée),
- volume d'eau dans la piscine BR (minimisée).

#### 5.4.1.1.2. Long terme

Côté BR, pour l'aspect long terme, il faut d'une part s'assurer que l'inventaire en eau primaire et piscine BR reste suffisant pour empêcher un découverture des assemblages combustible, et d'autre part démontrer que le niveau dans l'IRWST est suffisant pour assurer une injection d'ISBP en mode débit réduit et l'utilisation de l'EVU jusqu'à l'atteinte de l'état final RRC-A.

Les paramètres dominants sont les suivants :

- débit EVU (maximisé),
- débit ISBP en mode réduit (maximisé),
- capacité de rétention du BR (maximisée),
- capacité de recirculation entre la piscine réacteur et l'IRWST (minimisée).

L'objectif de cette étude long terme est de démontrer l'atteinte de l'état final RRC-A. L'étude est pénalisée en cohérence avec cet objectif.

#### 5.4.1.2. État initial

Le passage en état E a lieu à l'arrêt et au démarrage de la tranche. Dans la suite, l'analyse est focalisée sur l'arrêt de tranche, puisque la situation au démarrage est plus favorable vis-à-vis de la puissance à évacuer et identique pour l'ensemble des autres paramètres.

L'entrée en état E est considérée au plus tôt 45,5 heures après l'arrêt du réacteur.□.

A l'entrée en état E, lors de la phase d'arrêt, le tube de transfert entre les piscines BR et BK est fermé. Cet état est appelé « Etat E hors manutention combustible » (Etat E commande groupée non activée).

Une fois la commande groupée activée, la phase « pour chargement/déchargement » démarre, le tube de transfert peut être ouvert □ procéder à la manutention des assemblages combustible. Cet état, appelé « Etat E pour chargement/déchargement », commence au plus tôt 20 heures après l'entrée en état E et dure, au plus tôt, jusqu'à 111 heures après l'arrêt du réacteur.

Durant l'état E, le primaire est en communication directe avec la piscine du réacteur.

Le volume d'eau borée minimal considéré disponible dans l'IRWST est de :

- □ m<sup>3</sup> (de manière conservative) pour l'état E hors manutention combustible (commande groupée non activée),
- □ m<sup>3</sup> pour l'état E chargement/déchargement (commande groupée activée).

Du côté secondaire, les GV sont indisponibles.

Les GMPP sont à l'arrêt dans cette phase.

Lors de la phase d'arrêt, trois trains RIS-RA sont en mode RA et assurent le refroidissement du primaire.

En état E, la concentration initiale en bore du circuit primaire est supérieure à la concentration de l'arrêt pour rechargement.

Compte tenu des paramètres dominants énoncés au paragraphe précédent, les conditions initiales de l'étude sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.8](#).

#### 5.4.1.3. Données neutroniques

La puissance résiduelle initiale du calcul □ est prise de façon enveloppe constante et égale à la valeur à l'entrée en état E, pour un cœur complet, quelle que soit la phase d'état E considérée (phase « hors

manutention combustible » ou « chargement/déchargement »). La loi de puissance résiduelle B+C avec incertitudes [ ] du sous-chapitre 15.1 est utilisée.

#### 5.4.1.4. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Les hypothèses concernant les systèmes de sécurité sont résumées ci-après :

- ISMP  
Le démarrage des pompes ISMP est inopérant, car les pompes ne sont pas alimentées.
- ISBP  
Un train RIS-RA en mode IS est disponible vis-à-vis de l'injection de sécurité après la mise en service d'un diesel d'ultime secours. Le débit maximal d'injection en mode débit réduit [ ] est retenu pour l'aspect recirculation.
- accumulateurs  
Les accumulateurs sont isolés et non utilisables pendant tout l'état E.
- ASG  
L'ASG n'est pas disponible.
- EVU  
Un train EVU est disponible après mise en service d'un diesel d'ultime secours.  
Les caractéristiques d'un train EVU en mode aspersion enceinte considérées en RRC-A sont les suivantes :
  - Aspiration de [ ] m<sup>3</sup>/h dans l'IRWST.
  - Aspersion de [ ] m<sup>3</sup>/h dans l'enceinte BR qui se répartit ainsi :
    - [ ] m<sup>3</sup>/h retombant dans la piscine BR,
    - [ ] m<sup>3</sup>/h retournant dans l'IRWST.
- IRWST  
En état E, le volume minimal disponible dans l'IRWST est de :
  - [ ] m<sup>3</sup> en état E hors manutention combustible (commande groupée non activée). Cette valeur est prise de manière conservatrice.
  - [ ] m<sup>3</sup> en état E chargement/déchargement (commande groupée activée).

Par conservatisme, la température initiale IRWST est la même que celle de la piscine BR [ ].

Le fonctionnement de l'ISBP et de l'EVU requiert un niveau minimal dans l'IRWST pour éviter les phénomènes de cavitation. Pour l'ISBP, le requis est de [ ] et pour l'EVU, le requis est de [ ].

En état E « chargement/déchargement » et en état E « hors manutention combustible » tube de transfert ouvert (commande groupée activée), la recirculation est mise en place par l'ouverture des vannes d'isolement, classées F1A, de la ligne de trop-plein compartiment cuve vers l'IRWST. La tuyauterie de la ligne de trop-plein de la piscine BR [ ], permet un débit de recirculation maximal de [ ] m<sup>3</sup>/h lorsque celle-ci est noyée.

En état E « hors manutention combustible » tube de transfert fermé (commande groupée inactivée), la recirculation est réalisée par les lignes de fond de piscine BR comme en état D. Dans cette situation la recirculation par les lignes de fond de piscine est acceptable étant donné que tous les assemblages sont dans la cuve et que les piscines BR et BK sont isolées.

- PTR  
En état E commande groupée non activée (état E « hors manutention combustible »), un train PTR principal effectue le refroidissement de la piscine BK. Lorsque la commande groupée est activée (état E « chargement/déchargement » ou état E « hors manutention combustible » tube de transfert ouvert), les deux trains PTR principaux sont en service pour assurer le refroidissement de la piscine BK. Le refroidissement des trains PTR principaux est assuré par le RRI.  
En situation de MDTG les trains PTR principaux assurant initialement le refroidissement de la piscine BK sont perdus. Le troisième train PTR, refroidi par EVU intermédiaire, peut être utilisé. Le débit de ce train est de [ ] m<sup>3</sup>/h.

- vannes de fond de piscine BR  
Compte-tenu du dimensionnement des vannes de fond de piscine ainsi que des pertes de charge dans les lignes de retour, un débit minimal de  $10 \text{ m}^3/\text{h}$  de la piscine réacteur vers l'IRWST est assuré lorsque le niveau piscine atteint  $10$  mètres. Ce débit est obtenu avec les lignes de fond de piscine des compartiments cuve et interne (le débit en provenance du compartiment de transfert n'est pas valorisé).

#### 5.4.1.5. Hypothèses relatives aux systèmes de protection et de sauvegarde

- arrêt des pompes RIS-RA en mode RA : L'arrêt des pompes RIS-RA en mode RA est supposé instantané à l'instant initial.
- Le basculement du RRI vers le DEL du refroidissement des pompes ISBP des trains RIS-RA 1 et 4 est supposé instantané à l'instant initial.

#### 5.4.1.6. $10$

$10$

#### 5.4.2. Méthode et calcul

L'analyse de l'accident de MDTG en état E est traitée par analyse et par calculs analytiques.

#### 5.4.3. Résultats

##### 5.4.3.1. Aspect court terme

Compte-tenu de la température initiale de la piscine BR, de la puissance résiduelle à évacuer et du volume d'eau disponible dans la piscine BR (voir tableau [TAB-19.1.3Fsj.2.8](#)), les conditions de saturation dans la piscine sont atteintes au plus tôt 3h05 après l'initiateur. Le niveau d'eau dans la piscine BR est donc constant  $10$  et égal au niveau initial  $10$  (l'expansion de volume due à la dilatation thermique n'est pas prise en compte). Il n'y a donc pas de risque de découverture des assemblages à court terme (en état E « hors manutention combustible » et en état E pour « chargement/déchargement »).

##### 5.4.3.2. Aspect moyen et long terme

La démonstration de l'atteinte de l'état final RRC-A passe par la démonstration de l'atteinte d'un état stabilisé (inventaire en eau dans les différentes piscines stabilisé et évacuation de la puissance résiduelle).

30 minutes après la première alarme significative,  $10$  :

$10$

#### état E commande groupée non activée (« hors manutention combustible »)

Lorsque l'ensemble des assemblages combustible se trouve dans la cuve du réacteur et que le tube de transfert est fermé, côté BR la séquence de MDTG en état E est couverte par la séquence de MDTG en état D. En effet, les systèmes disponibles  $10$  alors que la puissance résiduelle est plus faible en état E qu'en état D.

Les critères de sûreté étant respectés pour la séquence de MDTG en état D (voir [§ 4.](#)), ils le sont également pour cette séquence en état E.

L'analyse de la gestion de l'accident côté BK est réalisée dans la section 19.1.3Fsp.

#### état E commande groupée activée (« pour chargement/déchargement »)



vérification de l'évacuation de la puissance résiduelle

Les hypothèses pour cette analyse sont les suivantes :

- puissance résiduelle : Par conservatisme, on retient les mêmes hypothèses qu'en état E commande groupée non activée  $\square$  (valeur maximale en entrée de l'état E).
- débit de vaporisation dans la piscine BR  $\square$  (valeur maximale),
- volume de la piscine BR, incluant les trois compartiments cuve, internes et transfert BR, compris entre la génératrice supérieure de la ligne de trop-plein situé à  $\square$  m et le niveau d'eau initial situé à  $\square$  m : 90m<sup>3</sup> (valeur minimale),
- caractéristiques EVU et ISBP en mode débit réduit (valeur maximale) : voir [§ 5.4.1.4.](#),
- volume IRWST en entrée de l'état E « pour chargement/déchargement »  $\square$  (valeur minimale),
- volume de rétention dans le BR  $\square$  (valeur maximale).

bilan d'eau dans la piscine BR une fois que la ligne de trop-plein est ouverte et que les rétentions sont pleines avec 1 ISBP et 1 EVU en service :

apport en eau dans la piscine BR :

$\square$

Cet apport est transféré dans l'IRWST via la ligne de trop-plein dont le débit maximal est de  $\square$  m<sup>3</sup>/h, ligne noyée.

Les transferts de masse dans le circuit fermé {IRWST + piscine BR + Enceinte} assurent un bilan d'eau positif dans la piscine BR, démontrant qu'aucun découvrément des assemblages combustible n'est attendu coté BR. Les  $\square$  m<sup>3</sup>/h en excès se déversent alors dans l'IRWST via la ligne de trop-plein.

bilan d'eau dans l'IRWST en fin d'accident :

Le volume d'eau stabilisé dans l'IRWST s'élève à :

$\square$

Ce volume permet de faire fonctionner l'EVU en mode aspersion et assure aussi un volume suffisant pour l'injection ISBP. Ainsi le niveau dans l'IRWST est suffisant pour faire fonctionner à la fois un train ISBP et un train EVU en même temps.

L'évacuation de la puissance résiduelle à long terme est donc assurée par la mise en service  $\square$  d'un train ISBP en mode débit réduit et d'un train EVU en mode aspersion alimentés par les diesels d'ultime secours.

vérification du non-découvrement des assemblages combustible

Compte-tenu de la recirculation mise en place via la ligne de trop plein BR, le niveau dans la piscine se stabilise au niveau de cette ligne qui se situe au-dessus de l'altimétrie maximum d'un assemblage en cours de manutention  $\square$ . Il n'y a donc pas de risque de découvrément des assemblages combustible.

vérification de la sous-criticité

Le maintien permanent de la sous-criticité est assuré car aucune injection d'eau claire n'est réalisée au cours de l'accident.

**5.5. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLEMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ETAT FINAL DE CONCEPTION POUR L'ETAT E**Modification des débits RIS

Une modification concernant la valeur des débits RIS a été introduite entre l'état intermédiaire et celui en cohérence avec l'état final de conception.

Une analyse d'impact a été menée sur les études de MDTG en état E  et a démontré l'absence d'impact sûreté de cette modification. Les conclusions présentées au paragraphe suivant ne sont pas remises en cause.

### **5.6. CONCLUSION**

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au [§ 5.2.2.](#), c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de manque de tension généralisée en état E :

- Compte tenu des conditions initiales de cet accident (accident initié en état E, concentration de bore initiale du primaire supérieure ou égale à la concentration de l'arrêt pour rechargement), la sous-criticité du cœur est assurée (pas d'apport d'eau claire).
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par la mise en service de l'EVU par l'opérateur.
- Le non découvrément du cœur en état E commande groupée non activée et le non dénoyage de l'assemblage en cours de manutention en état E commande groupée activée sont garantis grâce au démarrage de l'ISBP à débit réduit et de la mise en place d'une recirculation entre la piscine BR et l'IRWST. Les rejets radiologiques restent tolérables.

La démonstration de sûreté dépend des dispositions RRC-A suivantes :

- le basculement automatique du RRI vers le DEL pour le refroidissement des pompes ISBP 1 et 4,
- fermeture  du tube de transfert (action effective h après la première alarme significative),
- démarrage de deux diesels d'ultime secours en mode « attente » soit automatiquement sur signal de « Manque de tension LJ pour les quatre divisions » conditionné par la validation du permissif P15 soit ,
- démarrage  d'un train ISBP en mode débit réduit et d'un train EVU en mode aspersion.

Le respect des critères de sûreté et l'atteinte de l'état final RRC-A sont démontrés.

### **6. CONCLUSION GÉNÉRALE**

L'analyse précédente démontre le respect des critères d'étude RRC-A pour l'accident de Manque De Tension Généralisée en états Cb1, Cb2, Cb3, D et E :

- La sous-criticité du cœur est assurée.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est réalisée par ASG ou par la mise en service de l'EVU .
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du non découvrément des assemblages combustibles.

L'atteinte de l'état final en états Cb1, Cb2, Cb3, D et E est permise grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- le basculement automatique du RRI vers le DEL pour le refroidissement du train ISBP 1 ou 4 (tous les états),
- le démarrage des deux diesels d'ultime secours (tous les états),
- le démarrage automatique sur signal temporisé au PS « bas niveau boucle < MIN1 » du train ISBP disponible en mode IS à débit réduit pour appoint au circuit primaire (états Cb1 à D),
- le démarrage  du train ISBP disponible en mode IS à débit réduit (états D et E),



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 38/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

- la fermeture  du tube de transfert (action effective  après la première alarme significative) (état E commande groupée activée),
- la mise en service  par l'opérateur de l'EVU en mode aspersion (tous les états).



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 39/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DES RÉFÉRENCES



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 40/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.1 MDTG EN ÉTATS CB1 ET CB2 –  
CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 41/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.2 MDTG EN ÉTAT CB2 – OUVERTURES  
PRIMAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 42/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.3 MDTG EN ÉTAT CB3 – CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 43/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.4 MDTG EN ÉTAT CB3 – OUVERTURES  
PRIMAIRES**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 44/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.5 MDTG EN ÉTAT CB3 – VOLUMES  
PRIMAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 45/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.6 MDTG EN ÉTAT D – CONDITIONS  
INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 46/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.7 MDTG EN ÉTAT D – PARAMÈTRES DU  
CALCUL DES DÉBITS GRAVITAIRES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 47/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSJ.2.8 MDTG EN ÉTAT E – CONDITIONS  
INITIALES**

□

**FIG-19.1.3FSJ.2.1 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU  
OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION PRIMAIRE ET  
TEMPÉRATURE MOYENNE PRIMAIRE**

□

**FIG-19.1.3FSJ.2.2 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU  
OUVERT – ÉVOLUTION DU NIVEAU CŒUR**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 50/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSJ.2.3 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU  
OUVERT – ÉVOLUTION DE LA MASSE TOTALE PRIMAIRE ET DU  
DEBIT IS**

□

**FIG-19.1.3FSJ.2.4 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU  
OUVERT – ÉVOLUTION DE LA PRESSION DANS LES GV ET DU  
NIVEAU GAMME LARGE DANS LES GV**

□



**FIG-19.1.3FSJ.2.5 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS PEU  
OUVERT – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DANS LES GV**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 53/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSJ.2.6 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT –**  
**ÉVOLUTION DE LA PRESSION PRIMAIRE ET TEMPÉRATURE**  
**MOYENNE PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 54/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSJ.2.7 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT –  
ÉVOLUTION DU NIVEAU CŒUR ET DEBIT BRÈCHE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 55/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSJ.2.8 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT –  
ÉVOLUTION DE LA MASSE TOTALE PRIMAIRE ET DU DÉBIT IS**

□

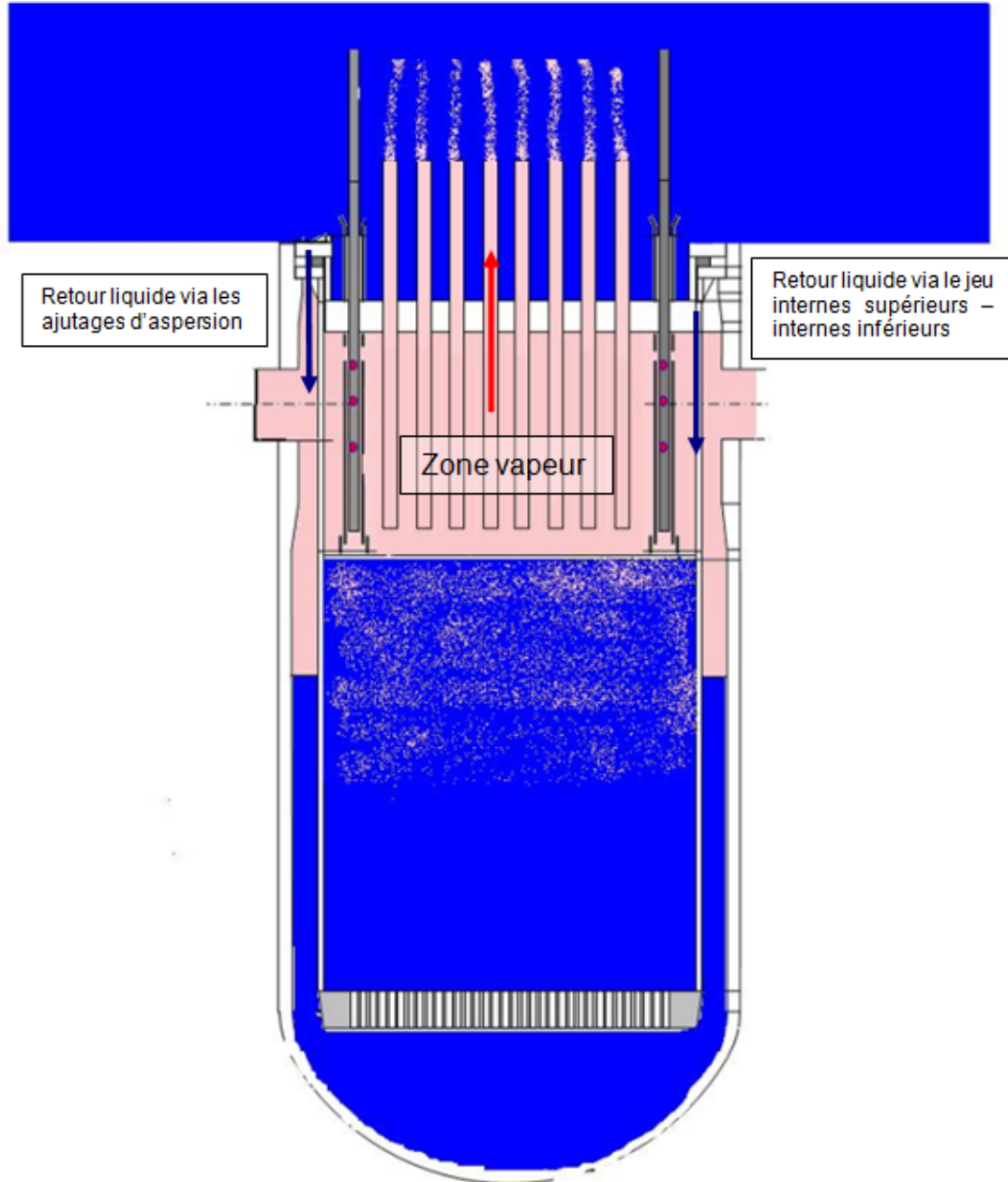
**FIG-19.1.3FSJ.2.9 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT –**  
**ÉVOLUTION DE LA PRESSION DANS LES GV ET DU NIVEAU**  
**GAMME LARGE DANS LES GV**

□

**FIG-19.1.3FSJ.2.10 MDTG EN ÉTAT CB2 PRIMAIRE TRÈS OUVERT –  
ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DANS LES GV**

□

**FIG-19.1.3FSJ.2.11 MDTG EN ÉTAT D – SCHÉMATISATION DES  
RETOURS GRAVITAIRES**





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 59/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSJ.2.1 ANNEXE – CONDITIONS INITIALES – ÉTAT CB3**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 60/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSJ.2.2 ANNEXE – CALCUL DU DÉCOUVREMENT DU CŒUR ÉTAT CB3**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 61/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 62/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**A- -19.1.3FSJ.2.3 ANNEXE – CALCUL DES DÉBITS DE RETOUR GRAVITAIRES EN ÉTAT D**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSJ.2

PAGE 63/63

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## A- -19.1.3FSJ.2.4 ANNEXE – JUSTIFICATION DU CARACTÈRE MONOPHASIQUE VAPEUR DÉCRIT AU PARAGRAPHE 4.4.3.1.2

□

**SOMMAIRE**

<b>.19.1.3FSK.1 PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME 100H (ÉTAT A)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
<b>2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES</b>	<b>4</b>
<b>3. SCÉNARIO</b>	<b>5</b>
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES</b>	<b>7</b>
<b>4.1.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>7</b>
<b>4.1.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>7</b>
<b>4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>7</b>
<b>4.1.4. SYSTÈMES DE SÛRETÉ ET SYSTÈMES NON CLASSÉS DE SÛRETÉ</b>	<b>7</b>
<b>4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION DE SAUVEGARDE</b>	<b>9</b>
<b>4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR</b>	<b>9</b>
<b>4.2. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>9</b>
<b>4.3. RÉSULTATS</b>	<b>9</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>11</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSK.1.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>13</b>
<b>TAB-19.1.3FSK.1.2</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS .....</b>	<b>14</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSK.1.1</b>	<b>PUISSANCE DU COEUR ET DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR NIVEAUX D'EAU DANS LA CUVE .....</b>	<b>15</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.2</b>	<b>DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE (LONG TERME) DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE (COURT TERME).....</b>	<b>16</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.3</b>	<b>TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET BRANCHES FROIDES (ZOOM) .....</b>	<b>17</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.4</b>	<b>PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE (ZOOM).....</b>	<b>18</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.5</b>	<b>NIVEAU PZR – PUISSANCE CHAUFFERETTES PZR .....</b>	<b>19</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.6</b>	<b>INVENTAIRE TOTAL EN EAU PRIMAIRE ET SECONDAIRE NIVEAUX GV (GAMME LARGE ET ÉTROITE) .....</b>	<b>20</b>
<b>FIG-19.1.3FSK.1.7</b>	<b>DÉBITS MASSIQUES ASG DÉBITS MASSIQUES INTÉGRÉS DU VDA ET ASG .....</b>	<b>21</b>

## .19.1.3FSK.1 PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME 100H (ÉTAT A)

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

Une « Perte totale de la source froide ultime 100h en état A » (PSF 100 h) est une séquence fonctionnelle complexe induite par l'indisponibilité d'eau de mer pour le système de refroidissement pouvant entraîner un mauvais refroidissement du cœur. L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée tant que les GV sont alimentés en eau. Pour cette séquence, un niveau de risque acceptable est atteint à l'aide d'une disposition RRC-A qui consiste à réalimenter les bâches de l'alimentation de secours des GV (ASG).

La perte d'alimentation en eau de mer peut être causée par un bouchage des canaux d'amenée ou par une défaillance des pompes d'aspiration. La présente analyse considère que la perte totale de la chaîne de refroidissement est liée à une perte de la station de pompage.

Suite à cet événement initiateur, le RRI/SEC est indisponible et tous les systèmes connectés sont perdus :

- le système de contrôle chimique et volumétrique (RCV),
- le refroidissement de la barrière thermique des GMPP,
- l'injection aux joints des GMPP,
- le refroidissement des quatre pompes ISMP,
- le refroidissement des pompes ISBP des trains 2 et 3,
- l'aspersion du pressuriseur (PZR),
- le condenseur et le contournement turbine (GCT).

L'EVU est disponible grâce au basculement sur la SRU diversifiée.

Le bon fonctionnement de deux trains ISBP des divisions 1 et 4 est assuré, même en cas de perte de la chaîne de refroidissement standard (RRI/SEC), car le refroidissement des moteurs de ces deux pompes est diversifié par le circuit d'eau glacée de secours (DEL) reposant sur des groupes frigorifiques à refroidissement par air. Le basculement du refroidissement des moteurs des pompes ISBP correspondantes vers le DEL est une disposition RRC-A et s'effectue automatiquement.

Un système de protection spécifique provoque automatiquement l'arrêt des GMPP en l'absence de refroidissement.

Pour éviter l'apparition de signaux intempestifs, les divisions 2 et 3 doivent être déconnectées de façon préventive. La déconnexion des divisions 2 et 3 est postulée à [ ]. Elle entraîne la perte des VDA et des pompes ASG pilotées à partir des divisions 2 et 3. L'ouverture [ ] du barillet ASG avant la déconnexion des divisions 2 et 3 permet l'alimentation en eau des quatre GV par deux pompes ASG (divisions 1 et 4).

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS ET CRITÈRES D'ÉTUDE

Le dispositif d'étanchéité à l'arrêt des pompes primaires (DEA) est mis en place après l'arrêt des GMPP afin de garantir l'intégrité du circuit primaire (RCP). Le signal de basse vitesse des GMPP dans [ ] déclenche l'AAR, suivi de l'isolement de l'ARE et d'un déclenchement turbine (DT). La puissance résiduelle est évacuée par convection naturelle dans le circuit primaire, par transfert de chaleur au niveau des GV et par décharge de vapeur à l'atmosphère (VDA).

L'eau alimentaire des GV nécessaire est fournie par l'ASG. Quatre bâches ASG garantissent une autonomie [ ] dans des conditions d'arrêt à chaud pour le cas « sans brèche aux joints GMPP ». Elles

peuvent être réalimentées depuis une réserve commune qui est partagée avec le système d'alimentation en eau pour la lutte anti-incendie. La capacité de ce réservoir est conçue pour permettre l'approvisionnement  en eau déminéralisée.

### **2.1. DESCRIPTION : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

Afin de respecter le profil de qualification du DEA,  en abaissant le point de consigne (en pression) d'ouverture des VDA avec un gradient permettant d'atteindre une température et une pression primaires intermédiaires . En raison de la contraction du volume de réfrigérant primaire et de la défaillance du RCV, le niveau d'eau du PZR diminue.

Du côté du circuit secondaire, la chute du niveau des GV après l'isolement de l'ARE et le DT entraîne le démarrage de l'ASG sur un signal de « Bas niveau GV MIN2p (GL) ». Après  une fois le barillet ASG ouvert,  déconnecte les divisions 2 et 3 afin d'éviter des signaux intempestifs suite à l'échauffement des locaux électriques. Les pompes ASG et les VDA des divisions 2 et 3 sont alors indisponibles. L'ouverture  du barillet depuis la salle de commande permet aux quatre GV d'être alimentés par de l'eau alimentaire provenant des deux pompes ASG encore disponibles.

La baisse à long terme du niveau dans les bâches ASG requiert un raccordement au réservoir commun au JAC afin d'empêcher l'assèchement des GV. L'opérateur doit donc démarrer la pompe de remplissage et ouvrir les vannes entre les bâches ASG et le JAC.

### **2.2. CRITÈRES**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- L'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les systèmes primaire ou secondaire.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A rappelées au [§ 5.](#)

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2) :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- La fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482 °C, pour les transitoires rapides n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.

L'étude présentée dans la section 15.2.2h - Perte Totale d'Alimentation Electrique Externe de courte durée , états A à F, qui couvre l'aspect court terme de ce transitoire, permet d'assurer le respect des critères techniques d'acceptation PCC-4 décrits ci-dessus.

En cas de brèche primaire, les critères techniques d'acceptation PCC-4 pour les APRP doivent être vérifiés :

- Des dommages limités sur certains assemblages combustibles sont acceptés.
  - La température maximale de gaine doit rester inférieure à 1200°C.
  - L'oxydation maximale locale de la gaine doit rester inférieure à 17% de l'épaisseur de gaine.



- La structure géométrique du cœur ne doit pas être détériorée, afin que le refroidissement du cœur puisse être convenablement assuré (la vérification du comportement des internes de cuve en cas d'APRP est traitée en section 3.6.1.3).
- Le refroidissement à long terme du cœur doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur et en tenant compte du phénomène de dilution hétérogène inhérente.
- Le circuit primaire ne subit pas de dommage supplémentaire (la vérification du comportement du circuit primaire en cas d'APRP est traitée en section 3.6.1.3).

### 3. SCÉNARIO

L'événement initiateur est la perte de la station de pompage lorsque la tranche fonctionne dans des conditions de régime permanent à pleine puissance (état A). Une des conséquences directes est l'indisponibilité du RRI et, par conséquent, la défaillance du RCV. Les signaux classés F1B « faible débit de l'injection aux joints des GMPP » et « Température de la barrière thermique élevée » entraînent l'arrêt automatique des GMPP, suivi de la mise en place du DEA et de la fermeture des lignes de fuite des joints, afin de garantir l'intégrité du RCP. La séquence classique des événements est décrite ci-après :

- Premier signal significatif transmis à l'opérateur en salle de commande : L'AAR est émis sur un signal de « Basse vitesse des GMPP ». Il est immédiatement suivi de l'isolement complet de l'ARE (hypothèse pénalisante),
- Du côté secondaire, le signal d'AAR conduit au déclenchement turbine qui entraîne une augmentation de la pression dans les GV et provoque l'ouverture des VDA lorsque la pression secondaire dépasse leur pression d'ouverture (le GCT est considéré indisponible).
- L'évacuation de la puissance aux GV requiert le démarrage des quatre pompes ASG qui est réalisé  après l'AAR sur apparition du signal « Niveau GV < 0 %GE » ou automatiquement sur atteinte du signal « Bas niveau GV < MIN2p (GL) » dans les GV respectifs. Le niveau des GV commence alors à augmenter jusqu'au niveau de régulation de l'ASG.
- à l'aide de tous les VDA afin de respecter le profil de qualification du DEA en application de la règle « perte totale RRI ». Après la dépressurisation, la pression primaire doit être stabilisée .
- La baisse de la température primaire entraîne une contraction du volume du réfrigérant. A l'atteinte du signal Niveau PZR < 13% GM, les chaufferettes du PZR sont déclenchées automatiquement.
- Le permissif P12  afin d'empêcher le démarrage de l'injection de sécurité (IS) et du refroidissement partiel par le VDA si la pression du PZR chute en dessous de MIN3p.
- Deux heures après le premier signal significatif en salle de commande (signal d'AAR),  les divisions 2 et 3 pour éviter l'apparition de signaux intempestifs suite à l'échauffement des locaux électriques. Les pompes ASG et les VDA des divisions 2 et 3 deviennent alors indisponibles. L'ouverture  depuis la salle de commande du barillet ASG (avant la déconnexion des divisions 2 et 3) permet aux quatre GV d'être alimentés par l'eau alimentaire provenant des deux pompes ASG encore disponibles. Les VIV restent ouvertes.
- L'inventaire des bâches ASG diminue en raison de la consommation d'eau alimentaire pour le contrôle du niveau des GV par l'ASG. A l'atteinte du signal « Bas Niveau d'eau < MIN3 » dans au moins une bêche ASG,  le remplissage d'eau depuis le JAC sous une heure.
- L'échantillonnage des GV (RES/APG) est isolé automatiquement sur haute température des échangeurs. Il est déclaré inutilisable par l'opérateur dans l'EFS « RRI/SEC ».

### 4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT

L'objectif de l'étude est de démontrer l'efficacité des dispositions RRC-A suivantes :

- la mise en place automatique du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt (DEA) des pompes primaires,

- le déclenchement des GMPP sur « faible débit de l'injection aux joints des GMPP » et « Température de la barrière thermique élevée »,
- le refroidissement contrôlé par les VDA, depuis la salle de commande, afin de respecter le profil de qualification du DEA,
- l'isolement de l'échantillonnage GV (RES/APG) sur haute température des échangeurs,;
- la réalimentation de la bêche ASG par le JAC" est efficace et permet de respecter les critères de sûreté. Le délai d'une heure avant de pouvoir démarrer la réalimentation des bèches ASG par le JAC et la capacité du JAC pour un approvisionnement en eau pendant 100 h seront examinés pour justifier le maintien de l'inventaire en eau des GV,
- le basculement automatique du refroidissement des moteurs des pompes ISBP 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié DEL pour le cas où le RCP ne reste pas intègre,
- la mise en service  de l'EVU en mode aspersion pour le cas où le RCP ne reste pas intègre.

Étant donné que le DEA n'est pas qualifié après 24 h, l'analyse est divisée en deux phases.

### Transitoire jusqu'à 24 h

Un calcul  simule les 24 premières heures de l'accident afin de montrer que durant cette période, le profil de qualification du DEA n'est pas dépassé. Il permet de quantifier la consommation d'eau alimentaire nécessaire pour la purge des GV, l'échantillonnage des GV, le refroidissement à -50°C/h  et l'évacuation de la puissance résiduelle pendant cette période.

### Transitoire entre 24 et 100 h

En fonction de l'intégrité du RCP, deux cas doivent être distingués et sont analysés.

#### Cas 1 : Le RCP reste intègre

Il s'agit du cas pénalisant vis-à-vis du dimensionnement de la disposition RRC-A "Réalimentation de la bêche ASG par le JAC".

Au début de cette phase, un second refroidissement contrôlé est mis en œuvre par l'opérateur pour descendre sous 135° C et 32 bars abs. L'objectif de ce refroidissement est de limiter les charges thermiques et mécaniques dans les boucles primaires.

La consommation ASG supplémentaire induite par le second refroidissement et par l'évacuation de la puissance résiduelle entre 24 et 100 h est évaluée. L'analyse est présentée dans le [§ 4.3.](#)

Les dispositions RRC-A valorisées pour atteindre l'état final RRC-A sont celle mentionnées ci-dessus.

#### Cas 2 : Le RCP ne reste pas intègre (une brèche aux joints des pompes primaires est postulée après 24 h)

Dans ce cas, l'opérateur est orienté vers la stratégie « PAF avec IS ». La perte totale de la chaîne de refroidissement est alors cumulée à une brèche aux joints des pompes primaires. Vis-à-vis des critères techniques d'acceptation relatifs à l'APRP et de l'atteinte de l'état final RRC-A, cette situation est couverte pour « la perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires en état A » (cf. section 19.1.3Fse.1).

Les dispositions RRC-A valorisées pour atteindre l'état final RRC-A sont celles valorisées pour le cas où le RCP reste intègre ainsi que le basculement automatique du refroidissement des moteurs des pompes ISBP 1 et 4 sur leur circuit de refroidissement diversifié DEL et la mise en service  de l'EVU en mode aspersion.

Dans ce scénario, les trains ISBP 1 et 4 et le RBS sont disponibles car le DEL reste opérationnel pendant toute la durée de l'accident PSF 100h.

Le caractère enveloppe vis-à-vis du cas 2 de la séquence « Perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) – Fse.1 » est justifié au [§ 4.3.](#)

Nota : le critère de démarrage de l'EVU et son délai de mise en service sont vérifiés dans les études MEL, P&T (voir paragraphe 3 de la section 6.2.1).

#### **4.1. HYPOTHÈSES**

Tous les systèmes qui ne sont pas affectés par l'événement initiateur sont pris en compte dans l'analyse. Des incertitudes (voir section 19.1.1) sur les paramètres dominants sont appliquées afin de maximiser la production de puissance, de minimiser l'évacuation de la puissance résiduelle et de maximiser la consommation d'eau alimentaire.

##### **4.1.1. Paramètres dominants**

S'appuyant sur les informations du [§ 2.1.](#), les paramètres prépondérants du transitoire sont les suivants :

- puissance du cœur initiale et puissance résiduelle maximisées pour majorer l'énergie à évacuer,
- seuil minimisé pour le signal « Basse Vitesse GMPP » afin de maximiser l'échauffement du fluide primaire,
- niveau PZR initial maximisé afin de majorer la masse de fluide primaire à refroidir,
- pression RCP initiale maximisée pour augmenter la dépressurisation nécessaire,
- température moyenne primaire initiale maximisée pour majorer l'évacuation de puissance nécessaire,
- niveau GV initial minimisé pour limiter l'inventaire initial d'eau alimentaire,
- seuils de pression VDA maximisés pour l'ouverture à MAX1p et pour la fin du refroidissement  afin de minimiser la capacité d'évacuation de chaleur résiduelle,
- seuil minimisé pour le signal « Bas niveau GV GL » pour le démarrage ASG,
- température ASG maximale, température JAC maximale en surface et volumes de bâches ASG/ JAC minimaux pris en compte pour pénaliser la consommation d'eau alimentaire.

Les paramètres non-dominants seront pris à leur valeur nominale.

##### **4.1.2. ÉTAT INITIAL**

Les conditions de l'état initial sont indiquées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsk.1.1](#), incertitudes incluses. Toutes les valeurs de pression sont indiquées en bar abs.

##### **4.1.3. DONNÉES NEUTRONIQUES**

La puissance résiduelle considérée après l'arrêt automatique du réacteur (AAR) correspond à la loi de décroissance A+B+C (voir sous-chapitre 15.1). Les valeurs considérées prennent en compte un temps de chute de grappe sans séisme  pour le calcul du terme A et un facteur de pénalisation  pour les termes B+C.

Cette loi est appliquée à la puissance nominale initiale majorée .

##### **4.1.4. SYSTÈMES DE SÛRETÉ ET SYSTÈMES NON CLASSÉS DE SÛRETÉ**

Les systèmes de sûreté suivants sont utilisés dans la séquence :

- ARE :

Une température ARE [ ] est prise en compte jusqu'à l'AAR. L'alimentation normale des générateurs de vapeur est supposée être entièrement isolée par l'AAR. Aucun délai n'est pris en compte pour cette action.

- VDA/VVP :  
Pendant les deux premières heures du transitoire, les quatre VDA sont disponibles. Les VDA limitent l'augmentation de pression dans les lignes vapeur principales [ ]. En outre, ils permettent la dépressurisation du circuit secondaire. [ ]. Une capacité de décharge de vapeur saturée [ ] à 100 bar abs par train est considérée.  
Par découplage, on postule que les divisions 2 et 3 sont déconnectées par l'opérateur au bout de 2 heures, ce qui conduit à la fermeture des VDA 2 et 3.  
Les VIV restent ouvertes.
- ASG :  
Pendant les deux premières heures du transitoire, les quatre pompes ASG fournissent l'eau alimentaire nécessaire aux GV. [ ].  
Par découplage, on postule que les divisions 2 et 3 sont déconnectées par l'opérateur au bout de 2 heures, ce qui conduit à l'arrêt des pompes ASG 2 et 3. Une fois les divisions 2 et 3 déconnectées, la régulation automatique du niveau des GV 2 et 3 par l'ASG n'est plus disponible et les vannes de régulation restent dans leur position à cet instant.  
Le niveau des GV 1 et 4 est régulé par le contrôle de l'ASG à [ ].  
L'ouverture [ ] du barillet avant la déconnexion des divisions 2 et 3 permet une distribution du débit de l'injection ASG vers les GV (deux trains ASG alimentent quatre GV) (voir sous-chapitre 15.1).
- RBS :  
Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :  
Température d'injection : [ ] ;  
Débit d'injection : [ ] ;  
Concentration en bore : [ ].  
Cependant, de manière conservatrice, les deux trains RBS ne sont pas modélisés dans le calcul afin de pénaliser l'évolution de l'inventaire en eau du circuit primaire.
- JAC :  
Un réservoir de JAC contenant au moins [ ] m<sup>3</sup> d'eau et une température maximale en surface [ ] pour le remplissage du réservoir ASG classé F2 sont considérés. Le débit minimal de la pompe de remplissage est de [ ] m<sup>3</sup>/h (voir section 19.1.1).
- DEA :  
L'arrêt des GMPP entraîne la mise en place du DEA afin de garantir l'intégrité du RCP. Le profil de qualification du DEA requiert une baisse de la température du réfrigérant de [ ] et une baisse de la pression primaire [ ] après l'arrêt des GMPP.
- Système de purge des GV (APG) :  
Un débit de purge des GV constant [ ] est considéré. La purge APG est automatiquement isolée lorsque le niveau du GV devient inférieur à MIN1 [ ]. Un temps de fermeture [ ] pour la vanne d'isolement APG est considéré.
- Echantillonnage des GV (RES) :  
L'échantillonnage des GV est considéré pendant les 24 premières heures avec un débit [ ] par GV. L'échantillonnage des GV (RES/APG) est isolé automatiquement sur haute température des échangeurs. Par découplage, il est supposé isolé à 24 h.

Concernant les systèmes de régulation, les hypothèses prises en compte pour l'analyse sont les suivantes :

- Système de régulation de la pression du PZR :  
Les chaufferettes du PZR [ ] sont prises en compte pour la régulation de la pression avant le refroidissement afin de maximiser la puissance du RCP. Le point de consigne de la régulation est réduit [ ] au début du refroidissement. Les chaufferettes sont déclenchées automatiquement sur signal bas Niveau PZR (< 13 % GM). Aucune aspersion du PZR n'est réalisable après la défaillance du RCV et le déclenchement des GMPP.
- ASG :  
Le niveau des GV est régulé par le contrôle de l'ASG [ ]. La régulation automatique du niveau GV par l'ASG est activée en cas de franchissement du seuil « Bas niveau GV < MIN2p GL » (40%GL)

au système de protection ou « Bas niveau GV < MIN4 GL » (40%GL – seuil diversifié). Pour les GV 2 et 3, le contrôle automatique est interrompu par la déconnexion des divisions 2 et 3. Les vannes de contrôle ASG restent en position jusqu'à ce que le niveau GV soit contrôlé [ ] .

#### **4.1.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION DE SAUVEGARDE**

L'accident est atténué par des actions automatiques basées sur la conception des systèmes de protection. Les incertitudes et les retards sont résumés ci-dessous :

- Arrêt des GMPP :  
La protection organe arrête les GMPP à l'apparition des signaux classés F1B « Température barrière thermique élevée » et « faible débit d'injection aux joints ». Le début du transitoire coïncide avec l'apparition de ces signaux.
- Arrêt automatique du réacteur :  
Le signal AAR est déclenché lors du signal « Basse vitesse GMPP » [ ] dans deux boucles ou plus. Le délai total entre le franchissement du seuil et l'arrêt du réacteur est de [ ] s ; ce délai inclut le temps de réponse de la chaîne de mesure et le temps de traitement du signal du système de protection, ainsi que le temps d'ouverture des disjoncteurs. Le temps d'insertion des grappes (sans séisme) est pris en compte dans la courbe d'évolution de puissance.
- Déclenchement de turbine :  
La fermeture des vannes d'admission turbine a lieu [ ] après le signal AAR.
- Ouverture des VDA :  
Les VDA s'ouvrent pour évacuer la vapeur à l'atteinte du seuil « Haute pression GV > MAX1p » [ ] . Le temps total entre le franchissement du seuil d'ouverture MAX1p et l'ouverture de la vanne d'isolement VDA est de [ ] ; délai incluant le temps de la chaîne de mesure et le temps de traitement du signal du système de protection, ainsi que le temps d'ouverture des VDA.
- Démarrage de l'ASG :  
Un signal « Bas niveau GV < MIN2p (GL) » [ ] démarre automatiquement l'ASG. Un démarrage [ ] à partir de la SDC peut être réalisé plus tôt par l'opérateur sur signal « Niveau GV < 0 %GE ». Le plein débit d'injection est atteint après [ ] s [ ] .

#### **4.1.6. ACTIONS OPÉRATEUR**

Après une perte totale du système de refroidissement intermédiaire, l'opérateur réalise les actions en local, prévues dans l'EFS « RRI/SEC ». Une heure après le signal d'AAR, il applique la procédure « Perte totale du RRI » qui requiert de réaliser les actions suivantes :

[ ]

#### **4.2. CODES ET MÉTHODES**

[ ]

#### **4.3. RÉSULTATS**

##### **Transitoire jusqu'à 24 heures**

Le tableau [TAB-19.1.3Fsk.1.2](#) présente la séquence des événements relatifs au transitoire.

Les différents paramètres du transitoire sont présentés de la figure [FIG-19.1.3Fsk.1.1](#) à la figure [FIG-19.1.3Fsk.1.7](#).

Le transitoire démarre avec l'arrêt des GMPP. Le signal de « Basse vitesse GMPP » apparaît 1,9 s après et déclenche le signal d'AAR [ ] qui initie la chute des grappes, suivi de l'isolement de l'ARE et du DT.

Après 11 s, le niveau des GV descend en dessous de [ ]GE et le signal d'isolement de la purge des GV est émis. A 15 s, la pression des GV dépasse le point de consigne d'ouverture des VDA.

Le niveau des GV diminue et au bout de 31 min, le signal de « Bas niveau GV < MIN2p (GL) » démarre automatiquement l'ASG pour le train 3. Les signaux pour les autres trains ASG sont activés durant les 13 s suivantes.

Une heure après le signal d'AAR, [ ] le point de consigne de la régulation des chaufferettes du PZR [ ] et démarre le refroidissement.

Le temps que le refroidissement [ ] démarre, la pression des GV a chuté [ ] en raison de l'injection d'eau alimentaire de secours.

Dans le même temps, le niveau des GV continue d'augmenter. Les GV sont remplis avant d'atteindre 75 min, ensuite le niveau est régulé par l'ASG.

Pendant le refroidissement, la contraction du volume de réfrigérant primaire entraîne un assèchement du PZR et l'arrêt automatique des chaufferettes du PZR à 84 min sur signal « Niveau PZR < 13 % GM ». Après 95 min, le niveau mesuré dans le PZR est inférieur à 0 %GM et le niveau dans la ligne d'expansion chute jusqu'à la jonction avec la boucle 3.

L'état du circuit primaire à la fin du refroidissement [ ] [ ] est conforme au profil de qualification du DEA (cf. figure [FIG-19.1.3Fsk.1.3](#)). La pression et la température du RCP continuent de diminuer lentement pour passer en-dessous de [ ] et [ ] à l'entrée des GMPP.

On postule que [ ] après le signal d'AAR, une fois le barillet ASG ouvert, l'opérateur déconnecte les divisions 2 et 3, ce qui conduit à l'arrêt des pompes ASG 2 et 3 et à la fermeture des VDA 2 et 3. L'évacuation de la puissance résiduelle via les 4 GV et les VIV ouvertes, continue avec les pompes ASG et les VDA des divisions 1 et 4.

Durant les 24 premières heures du transitoire, [ ] d'eau des bâches ASG ont été consommées pour le refroidissement à -50°C/h, la purge des GV, l'échantillonnage des GV (isolé à 24 h par découplage) et l'évacuation de la puissance résiduelle. Ainsi la capacité des bâches ASG, [ ] est suffisante pour les 24 premières heures du transitoire.

La première demande de réalimentation des bâches ASG, sur atteinte du seuil MIN3 dans une bâche, intervient vers 25380 s soit environ 7 heures. Il n'y a donc pas de risque de vidange des bâches ASG durant le délai [ ] nécessaire avant la réalimentation par le JAC.

[ ] sont donc encore disponibles pour la deuxième phase qui démarre à 24h. De plus, durant cette deuxième phase le débit de consommation d'eau alimentaire, [ ] est compensé par le débit de la pompe de réalimentation ASG [ ].

Le profil du DEA est qualifié pour une température [ ] et une pression [ ] entre 3 et 24 h après la demande d'arrêt des GMPP. Ces conditions sont atteintes avec le premier refroidissement [ ] à une pression GV de [ ] bar abs qui débute 1 h après l'AAR.

### Transitoire entre 24 et 100 heures

#### Cas 1 : Le RCP reste intègre

La consommation d'eau alimentaire jusqu'à 100 h est estimée en s'appuyant sur les résultats du calcul [ ]. Aucune fuite du DEA n'a été prise en compte pour cette argumentation car une masse de réfrigérant primaire maximisée pénalise la consommation d'eau alimentaire de secours.

La première partie de cette estimation considère le deuxième refroidissement du RCP [ ]. Il correspond à un passage de l'état des GV de [ ] sous [ ] à [ ] sous [ ] bar abs. Le système de borication de secours, les accumulateurs et les trains ISBP 1 et 4 sont utilisés pour le contrôle de la pression et du niveau dans le RCP si nécessaire. La température basse de ces moyens d'injection est favorable au refroidissement, mais ces systèmes ne sont pas pris en compte dans le calcul. En considérant une

température d'injection d'eau dans les GV enveloppe [ ] une quantité [ ] d'eau alimentaire de secours est nécessaire au refroidissement.

Dans la deuxième partie, la puissance résiduelle à évacuer du RCP est estimée entre 24 et 100h. La puissance thermique à 100 h est déterminée par une interpolation linéaire entre les valeurs du tableau du terme B+C (voir sous-chapitre 15.1).

La méthode des trapèzes est utilisée pour intégrer la production de chaleur par intervalles de temps. Ainsi, en considérant une température d'eau dans les GV enveloppe [ ] une quantité [ ] d'eau alimentaire de secours est consommée par l'évacuation de la chaleur résiduelle.

Des hypothèses conservatives (par exemple utilisation d'une valeur enveloppe pour la capacité calorifique primaire et secondaire globale [ ], d'une différence d'enthalpies minimisée (VDA-ASG) pour l'évacuation de la puissance, d'une puissance résiduelle maximisée pour le transitoire, d'un refroidissement jusqu'à la capacité de refroidissement maximale des VDA [ ], d'un échantillonnage des GV pendant les 24 premières heures sont prises en compte pour l'analyse.

La consommation totale d'eau alimentaire de secours estimée pour la séquence « PSF sans défaillance du DEA pendant 100 h » est de [ ].

En faisant l'hypothèse de températures respectives dans les bâches ASG et le réservoir JAC [ ], on obtient la capacité totale d'eau ASG/JAC [ ]. Considérant un débit d'échantillonnage GV de [ ] (pour les 4 GV), l'isolement de l'échantillonnage des GV doit être réalisé avant 30 h afin de respecter la capacité totale de l'ASG. Ceci est compatible avec l'isolement de l'échantillonnage GV à 24h

### Cas 2 : Le RCP ne reste pas intègre

Si une brèche se produit au niveau du DEA après 24 h, l'opérateur est réorienté vers la stratégie « PAF avec IS ». Comme cela a été démontré dans l'étude "Perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A)" (cf. section 19.1.3Fse.1), les dispositions RRC-A et les actions opérateur garantissent l'atteinte de l'état final. Les conclusions de cette étude vis-à-vis de l'inventaire en eau du primaire et l'évacuation de la puissance résiduelle sont valides car dans la séquence PSF 100 h :

- Les trains ISBP 1 et 4 et le RBS sont également exploitables pendant toute la durée de l'accident.
- La puissance résiduelle au moment de l'apparition de la brèche est plus faible.
- Le débit de fuite initial, à une pression et une température du RCP intermédiaires, est plus faible.

Les systèmes d'injection disponibles fournissent suffisamment de bore pour restaurer la sous-criticité. Comparé au cas 1, le besoin en eau alimentaire est plus faible car une partie de la puissance résiduelle est évacuée à la brèche aux joints des pompes primaires.

Le critère de démarrage de l'EVU et son délai de mise en service sont vérifiés dans les études MEL, P&T (voir paragraphe 3 de la section 6.2.1).

## **5. CONCLUSION**

Cette analyse de sûreté a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. La simulation de la perte de la source froide ultime pendant 24 h [ ] a été complétée par une analyse sur 100 h en tenant compte de la qualification du DEA à long terme. Les résultats démontrent qu'après une perte de la station de pompage en état A, l'état final RRC-A respectant les critères de sûreté mentionnés au [§ 2.2.](#) est atteint.

Le cas où le RCP ne reste pas intègre (cas 2) est couvert par l'étude présentée dans la section 19.1.3Fse1 - Perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires en état A (voir [§ 4.3.](#)). Ainsi, les critères techniques d'acceptation PCC-4 pour les APRP étant vérifiés dans l'étude présentée dans la section 19.1.3Fse1, ces critères sont donc également respectés pour le cas où le RCP ne reste pas intègre.

L'état final RRC-A est atteint à l'aide des dispositions RRC-A suivantes :

- basculement RRI/DEL des trains ISBP 1 et 4 pour le cas où le RCP ne reste pas intègre,
- mise en place automatique du Dispositif d'Étanchéité à l'Arrêt (DEA) des pompes primaires,
- déclenchement des GMPP sur « faible débit de l'injection aux joints des GMPP » et « Température de la barrière thermique élevée »,
- refroidissement contrôlé par les VDA, depuis la salle de commande, afin de respecter le profil de qualification du DEA,
- réalimentation de la bache ASG par le JAC,
- isolement de l'échantillonnage GV (RES/APG) sur haute température des échangeurs,
- mise en service  de l'EVU en mode aspersion pour le cas où le RCP ne reste pas intègre,

et grâce aux actions opérateur sur :

- le RBS,
- les accumulateurs,
- les trains ISBP 1 et 4.

La sous-criticité  avec les grappes insérées est assurée par la conception de l'EPR pendant les 24 premières heures. En effet, la sous-criticité du cœur est assurée par les grappes sans qu'aucune borication ne soit nécessaire. La réactivité introduite par le refroidissement  est compensée sans borication par l'anti-réactivité apportée par les grappes de contrôle.

Pendant la deuxième phase, le RBS (cas 1 où le RCP reste intègre) et/ou le RIS-RA en mode IS (cas où le RCP ne reste pas intègre) sont disponibles. Par conséquent, la sous-criticité du cœur est assurée.

Pour le cas où le RCP reste intègre, il n'y a pas de rejets radiologiques, et pour le cas où le RCP ne reste pas intègre, les conséquences radiologiques sont couvertes par la section 15.2.4f1 et restent tolérables.

Concernant l'évacuation de la puissance résiduelle, l'efficacité de la disposition RRC-A classée F2 « Réalimentation de la bache ASG par le JAC » est garantie par le réservoir JAC qui possède une capacité suffisante pour fournir de l'eau alimentaire pendant 100 h.

Après remise en service de la chaîne de refroidissement, tous les systèmes requis pour la connexion du RIS-RA en mode RA sont disponibles. L'évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire et secondaire est assurée.





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 13/21

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TAB-19.1.3FSK.1.1 CONDITIONS INITIALES

□

## TAB-19.1.3FSK.1.2 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS

TEMPS (s)	ÉVÉNEMENT
0,0	Début du calcul (RCV, aspersion PZR et GCT indisponibles, demande d'arrêt des GMPP)
1,9	Signal basse vitesse GMPP <span style="color: red;">□</span>
<span style="color: red;">□</span>	Signaux AAR et DT, isolement total de l'ARE
<span style="color: red;">□</span>	AAR (chute des grappes) -> début de la diminution de la puissance
4,8	DT effectif
10,9	Signal d'isolement de la purge des GV
15,1	Pression GV <span style="color: red;">□</span> bar abs
299	Fin du ralentissement de tous les GMPP
1863 – 1875	Niveau GV3 – GV2 – GV4 – GV1 < <span style="color: red;">□</span> -> Démarrage automatique de l'ASG
3602	Pression à l'entrée des GMPP > <span style="color: red;">□</span> -> déclenchement des chaufferettes du PZR Démarrage du refroidissement contrôlé à -50°C/h <span style="color: red;">□</span>
4500	Niveau des GV <span style="color: red;">□</span>
4982	Pression à l'entrée des GMPP < <span style="color: red;">□</span> -> Enclenchement des chaufferettes du PZR
5052	Niveau PZR < 13 %GM -> Chaufferettes du PZR automatiquement déclenchées
5382	Fin du refroidissement <span style="color: red;">□</span> Pression à l'entrée des GMPP < <span style="color: red;">□</span> ; température de la branche froide < <span style="color: red;">□</span>
7202	Arrêt des pompes ASG 2 et 3 et fermeture des VDA 2 et 3 ; Ouverture <span style="color: red;">□</span> du barillet ASG
10800	Pression à l'entrée des GMPP < <span style="color: red;">□</span> ; température de la branche froide < <span style="color: red;">□</span>
25380	Masse d'eau consommée dans la bêche ASG 3 > <span style="color: red;">□</span> -> niveau < MIN3
86400	Fin du calcul : Masse d'eau ASG totale consommée inférieur à <span style="color: red;">□</span>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 15/21

**FIG-19.1.3FSK.1.1 PUISSANCE DU COEUR ET DES GÉNÉRATEURS  
DE VAPEUR NIVEAUX D'EAU DANS LA CUVE**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 16/21

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSK.1.2 DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE (LONG TERME) DÉBITS MASSIQUES DU PRIMAIRE (COURT TERME)**

□

**FIG-19.1.3FSK.1.3 TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES ET  
BRANCHES FROIDES (ZOOM)**



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 18/21

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSK.1.4 PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE**  
**(ZOOM)**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 19/21

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSK.1.5 NIVEAU PZR – PUISSANCE CHAUFFERETTES**  
**PZR**

□

**FIG-19.1.3FSK.1.6 INVENTAIRE TOTAL EN EAU PRIMAIRE ET  
SECONDAIRE NIVEAUX GV (GAMME LARGE ET ÉTROITE)**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSK.1

PAGE 21/21

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSK.1.7 DÉBITS MASSIQUES ASG DÉBITS MASSIQUES  
INTÉGRÉS DU VDA ET ASG**

□

## SOMMAIRE

### .19.1.3FSK.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES

<b>LONG TERME (ÉTAT A)</b>	<b>2</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSE DE L'ACCIDENT</b>	<b>2</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT</b>	<b>2</b>
<b>3. CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>2</b>
<b>4. AUTONOMIE DES SYSTÈMES NÉCESSAIRES AU MAINTIEN DE L'ÉTAT SÛR</b>	<b>2</b>
<b>4.1. DIESELS PRINCIPAUX</b>	<b>2</b>
<b>4.2. AIR DE RÉGULATION</b>	<b>3</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>3</b>

## **.19.1.3FSK.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME (ÉTAT A)**

### **1. DÉFINITION ET CAUSE DE L'ACCIDENT**

Les événements initiateurs qui pourraient conduire à une perte des alimentations électriques externes sur une longue durée (supérieure à 24h) ont été analysés. Certaines agressions externes sur FA3 peuvent conduire à la perte des alimentations électriques externes, il s'agit des agressions suivantes :

- le séisme,
- l'explosion externe,
- des vents violents et projectiles générés par le vent.

La durée maximale de perte des alimentations électriques externes correspond à 15 jours, durée enveloppe postulée pour une situation de séisme.

### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT**

La séquence de l'accident est celle décrite dans le chapitre « 15.2.3b : Perte des alimentations électriques externes d'une durée supérieure à 2h, en état A » pour les premières 24 heures. Dans ce scénario, l'état sûr est assuré via le refroidissement du cœur par un train RIS en mode RA et un appoint en eau via un train RIS BP en mode injection. Ces moyens sont secourus par les diesels principaux.

Dans le présent chapitre, on suppose que la situation de perte électrique se prolonge au-delà de 24h, elle est postulée durer 15 jours. On s'intéresse ici aux moyens nécessaires pour garantir le maintien de l'état sûr.

### **3. CRITÈRES D'ÉTUDE**

Dans la situation PCC de perte des alimentations électriques externes, il est démontré qu'à court terme, les dommages sur le combustible sont limités via des critères de découplage (□) (cf. sous-chapitre 15.0). Les critères de découplage concernant les dommages sur le combustible en RRC-A sont ceux des PCC3 et 4 (cf. section 19.1.0). Ils sont donc respectés dans la situation RRC-A étudiée.

Les caractéristiques de l'état final (sous criticité, puissance résiduelle évacuée par les systèmes primaire ou secondaire, rejets radioactifs tolérables) sont identiques à celles de l'état sûr en PCC (cf. section 3.2.1). En PCC-3, l'installation doit pouvoir être conduite vers un état d'arrêt sûr puis y être maintenue. La démonstration de l'atteinte de l'état sûr est présentée via le chapitre 15.2.3b, son maintien au-delà de 24h est étudié dans cette section.

### **4. AUTONOMIE DES SYSTÈMES NÉCESSAIRES AU MAINTIEN DE L'ÉTAT SÛR**

Pour le maintien de l'état sûr, les systèmes requis sont les systèmes nécessaires aux fonctions de refroidissement du cœur par le RIS en mode RA et à l'injection via le RIS BP, le refroidissement des barrières thermiques des GMPP et leurs supports. □.

□

#### **4.1. DIESELS PRINCIPAUX**

Les diesels principaux peuvent fonctionner de manière autonome □.

#### **4.2. AIR DE RÉGULATION**

Le système d'air comprimé de régulation SAR intervient en tant que système support au système RRI, en particulier dans la manoeuvre des vannes pneumatiques inter-trains des communs. En cas de perte de pression dans le système d'air comprimé SAR, les vannes prennent leur position de sécurité fermée, entraînant alors l'arrêt du refroidissement des systèmes servis, notamment les barrières thermiques.

□

#### **5. CONCLUSION**

En situation de perte électrique externe sur une durée de 15 jours, des dispositions sont prises sur les diesels (□) et sur le SAR (□) afin de garantir le maintien de l'état sûr sur toute la durée du scénario.

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSL1 RTGV CUMULÉE À LA DÉFAILLANCE D'ISOLEMENT DU GV AFFECTÉ PAR SA VIV EN ÉTAT A</b>	<b>5</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>2. CRITÈRES D'ETUDE</b>	<b>5</b>
<b>3. CAS 1 : MAXIMISATION DU RISQUE DE DÉBORDEMENT DU GV AFFECTÉ</b>	<b>6</b>
<b>3.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>6</b>
<b>3.2. SCÉNARIO</b>	<b>6</b>
<b>3.3. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>8</b>
<b>3.3.1. PARAMÈTRES DOMINANTS</b>	<b>8</b>
<b>3.3.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>8</b>
<b>3.3.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>8</b>
<b>3.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES</b>	<b>9</b>
<b>3.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE</b>	<b>11</b>
<b>3.3.6. <span style="color: red;">□</span></b>	<b>12</b>
<b>4. CAS 2 : MAXIMISATION DES REJETS DE VAPEUR</b>	<b>12</b>
<b>4.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS</b>	<b>12</b>
<b>4.2. SCÉNARIO</b>	<b>13</b>
<b>4.3. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>14</b>
<b>4.3.1. PARAMÈTRES PRÉDOMINANTS</b>	<b>14</b>
<b>4.3.2. ÉTAT INITIAL</b>	<b>14</b>
<b>4.3.3. DONNÉES NEUTRONIQUES</b>	<b>15</b>
<b>4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES</b>	<b>15</b>
<b>4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE</b>	<b>16</b>
<b>4.3.6. <span style="color: red;">□</span></b>	<b>17</b>
<b>5. CODES ET MÉTHODES</b>	<b>17</b>
<b>6. RÉSULTATS</b>	<b>17</b>
<b>6.1. CAS 1 : MAXIMISATION DU RISQUE DE DÉBORDEMENT</b>	<b>17</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 2/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

<b>6.2. CAS 2 : MAXIMISATION DES REJETS DE VAPEUR . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>7. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLEMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ETAT FINAL DE CONCEPTION . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>8. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>25</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSL1.1</b>	<b>CONDITIONS INITIALES – CAS 1 .....</b>	<b>26</b>
<b>TAB-19.1.3FSL1.2</b>	<b>CONDITIONS INITIALES – CAS 2 .....</b>	<b>27</b>
<b>TAB-19.1.3FSL1.3</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS – CAS 1 .....</b>	<b>28</b>
<b>TAB-19.1.3FSL1.4</b>	<b>SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS – CAS 2 .....</b>	<b>31</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSL1.1</b>	<b>PRESSIONS DU PRESSURISEUR ET DES GV – TEMPÉRATURES PRIMAIRES – CAS 1 .....</b>	<b>33</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.2</b>	<b>DÉBIT DE FUITE RTGV – MASSE DE RÉTROVIDANGE – CAS 1 .....</b>	<b>34</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.3</b>	<b>NIVEAU DU PRESSURISEUR (EN M ET EN %GM) – CAS 1 .....</b>	<b>35</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.4</b>	<b>PUISSANCE DES CHAUFFERETTES – DÉBIT D'ASPERSION NORMALE – CAS 1 .....</b>	<b>36</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.5</b>	<b>DÉBIT RCV ET IS – CAS 1 .....</b>	<b>37</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.6</b>	<b>NIVEAU GV (% GE) – DÉBIT ARE – CAS 1 .....</b>	<b>38</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.7</b>	<b>NIVEAU GV (% GL) – DEBIT ASG – CAS 1 .....</b>	<b>39</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.8</b>	<b>NIVEAU CAVITÉ GV – MASSE PRIMAIRE/SECONDAIRE – CAS 1 .....</b>	<b>40</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.9</b>	<b>DÉBITS RBS ET LIGNE DE TRANSFERT – CAS 1 .....</b>	<b>41</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.10</b>	<b>CONSOMMATION ASG ET RBS – CAS 1 .....</b>	<b>42</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.11</b>	<b>MASSE ET DÉBIT DE REJET DE VAPEUR VDA – CAS 1 .....</b>	<b>43</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.12</b>	<b>MASSE ET DÉBIT DE VAPEUR À LA SORTIE DES GV – CAS 1 .....</b>	<b>44</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.13</b>	<b>MARGE À LA SATURATION EN PRESSION ET TEMPÉRATURE – CAS 1 .....</b>	<b>45</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.14</b>	<b>PRESSIONS DU PRÉSSURISEUR ET DES GV – TEMPÉRATURES PRIMAIRES – CAS 2 .....</b>	<b>46</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.15</b>	<b>DÉBIT DE FUITE RTGV – MASSE DE RÉTROVIDANGE – CAS 2 .....</b>	<b>47</b>
<b>FIG-19.1.3FSL1.16</b>	<b>NIVEAU DU PRESSURISEUR (EN M ET EN %GM) – CAS 2 .....</b>	<b>48</b>

<b>FIG–19.1.3FSL1.17 PUISSANCE DES CHAUFFERETTES – DÉBIT D'ASPERSION NORMALE – CAS 2 .....</b>	<b>49</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.18 DÉBIT RCV ET IS – CAS 2 .....</b>	<b>50</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.19 NIVEAU GV (%GE) – DÉBIT ARE – CAS 2 .....</b>	<b>51</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.20 NIVEAU GV (%GL) – DEBIT ASG – CAS 2 .....</b>	<b>52</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.21 NIVEAU CAVITÉ GV – MASSES PRIMAIRE/ SECONDAIRE – CAS 2 .....</b>	<b>53</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.22 DÉBITS RBS ET LIGNE DE TRANSFERT – CAS 2 .....</b>	<b>54</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.23 CONSOMMATION ASG ET RBS – CAS 2.....</b>	<b>55</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.24 MASSE ET DÉBIT DE REJET DE VAPEUR VDA – CAS 2 .....</b>	<b>56</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.25 MASSE ET DÉBIT DE VAPEUR À LA SORTIE DES GV – CAS 2 .....</b>	<b>57</b>
<b>FIG–19.1.3FSL1.26 MARGE À LA SATURATION EN PRESSION ET TEMPÉRATURE – CAS 2.....</b>	<b>58</b>



## .19.1.3FSL1 RTGV CUMULÉE À LA DÉFAILLANCE D'ISOLEMENT DU GV AFFECTÉ PAR SA VIV EN ÉTAT A

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

L'accident étudié se caractérise, d'une part, par une rupture d'un tube dans un générateur de vapeur (GV) comme événement initiateur et, d'autre part, une défaillance de la vanne d'isolement vapeur principale (VIV - bloquée ouverte) du GV affecté par la rupture du tube. Il s'agit d'une rupture complète (RTGV 2A) d'un tube dans un générateur de vapeur.

La rupture d'un tube d'un générateur de vapeur (RTGV) se produit alors que le réacteur fonctionne en puissance (état A). Celle-ci entraîne une perte de réfrigérant primaire qui est transféré au GV affecté. La brèche provoque une diminution de la pression du circuit primaire et une contamination du secondaire. La principale conséquence de cet accident est liée aux rejets radioactifs à l'extérieur de l'enceinte.

Une RTGV cumulée à la défaillance d'isolement du GV affecté (VIV bloquée en position ouverte) entraîne des rejets d'activité indirects supplémentaires via les vannes de décharge à l'atmosphère (VDA) des GV non affectés dans la mesure où le GV affecté n'est pas isolé. De manière à minimiser ces rejets supplémentaires, [ ] les trois VIV des GV non affectés s'il constate que la VIV du GV affecté ne se ferme pas. Puis il [ ] la VIV défaillante.

L'objectif de l'étude consiste en la vérification du respect des critères radiologiques (rejets liquides et gazeux). Cette vérification se fait en deux étapes :

- vérifier l'absence de débordement du GV affecté, donc de rejets liquides contaminés (cas 1),
- vérifier que la quantité de vapeur contaminée rejetée par le GV affecté est telle que les critères radiologiques sont respectés (cas 2).

Cette section se compose donc des deux cas suivants :

- Le premier cas étudie le risque de débordement du GV affecté. Ce cas est initié en attente à chaud (état A, 2 %PN). Pour vérifier qu'aucun débordement du GV affecté ne se produit et donc qu'il n'y a aucun rejet de liquide dans l'atmosphère (sauf sous forme d'humidité résiduelle de la vapeur), il est pénalisant de minimiser la puissance primaire à évacuer. En effet, pour obtenir un remplissage maximum dans le GV affecté, il est pénalisant de maximiser l'inventaire en eau initial du GV affecté (maximum à faible puissance) et de minimiser la quantité de vapeur rejetée (donc de minimiser la puissance que le GV doit évacuer).
- Le deuxième cas maximise les rejets de vapeur issus du GV affecté. Ce cas est initié à pleine puissance (état A, 102 %PN) car il est pénalisant de maximiser la puissance primaire à évacuer afin de maximiser la vaporisation dans le GV affecté.

### 2. CRITÈRES D'ETUDE

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous :

- Le cœur est sous-critique.
- La puissance résiduelle est évacuée par les systèmes primaires ou secondaires.
- Les rejets radiologiques restent tolérables.

L'étude vise à démontrer le respect de ces critères afin de justifier l'efficacité des dispositions RRC-A.

Les études RRC-A doivent démontrer le respect des critères techniques d'acceptation définis pour les accidents PCC-4 (voir section 15.0.2). En pratique pour cet accident de RTGV avec VIV bloquée ouverte, les critères techniques d'acceptation relatifs aux RTGV PCC listés ci-dessous sont vérifiés :

- Les gaines des assemblages combustibles doivent rester intactes.
- Les soupapes de sûreté du GV affecté ne doivent pas être sollicitées au cours de l'accident. Le risque de bloquer l'une de ces soupapes en position ouverte est ainsi évité.

Par ailleurs, dans le cadre de cette étude, le respect des critères de limite radiologique définis pour les accidents PCC-4 est également vérifié. À cet effet, les critères techniques d'acceptation complémentaires suivants doivent être satisfaits :

- pas de débordement du GV affecté,
- Les conséquences radiologiques des rejets vapeur du GV affecté restent tolérables.

La prévention de l'endommagement du cœur (maintenir la possibilité de refroidir le cœur et éviter l'augmentation de la concentration d'activité du côté primaire) est traitée dans les études concernant les APRP (voir section 15.2.3e1).

### **3. CAS 1 : MAXIMISATION DU RISQUE DE DÉBORDEMENT DU GV AFFECTÉ**

#### **3.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

Dans ce scénario initié en attente à chaud (2 %PN), la RTGV est cumulée à la défaillance d'isolement du GV affecté (VIV bloquée en position ouverte), ce qui entraîne des rejets radiologiques supplémentaires. Les principales conséquences de la fuite de réfrigérant primaire sont liées au sur-remplissage du GV affecté, et donc au risque associé de rejet de liquide radioactif à l'atmosphère via le VDA du GV affecté.

La séquence typique des événements, de l'événement initiateur à l'état final RRC-A, est la suivante :

- En cas de RTGV avec rupture d'un tube, le signal d'arrêt automatique du réacteur (signal d'AAR) est généré sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) », entraînant alors l'isolement des consommateurs de vapeur ainsi que l'isolement de la ligne ARE petit débit sur « Haut niveau GV > MAX0p (GE) et signal d'AAR », à l'issue d'une temporisation [1].
- Ensuite, du fait du débit de fuite, le seuil « Haut niveau GV > MAX2p (GE) » est atteint dans le GV affecté, ce qui entraîne un refroidissement partiel automatique via le circuit de contournement turbine (GCT) qui est supposé disponible. Par conséquent, la pression du GV affecté diminue du fait du refroidissement partiel entraînant une baisse de la pression du circuit primaire jusqu'à atteindre la pression maximale de refoulement du système d'injection de sécurité moyenne pression (ISMP) et permettre l'injection de sécurité (IS).
- Trente minutes après l'arrêt automatique du réacteur, [1] dans un premier temps l'isolement en eau et en vapeur du GV affecté. Du fait du scénario étudié, la fermeture de la VIV échoue. [1] la fermeture des trois autres VIV.
- Ensuite, une heure après l'apparition du signal d'AAR, [1] fermeture de la VIV défaillante en [1] depuis le bâtiment des auxiliaires de sauvegarde (BAS).
- Enfin, l'opérateur conduit la tranche jusqu'à l'atteinte de l'état final RRCA, correspondant à un débit de fuite à la brèche maîtrisé et limité une fois atteintes les conditions de connexion du RIS-RA en mode RA (circuit de refroidissement du réacteur à l'arrêt).

#### **3.2. SCÉNARIO**

Le scénario est décrit ci-après. Les pénalisations et autres hypothèses sont décrites au [§ 3.3.](#)

Le scénario analysé se caractérise par la rupture d'un tube dans un GV comme événement initiateur cumulée à la défaillance de la VIV (bloquée ouverte) du GV affecté (dans ce scénario, le GCT est supposé disponible) :

- Alors que le réacteur fonctionne en attente à chaud (état A, 2 %PN), la rupture guillotine d'un tube de générateur de vapeur se produit, entraînant alors une baisse de pression dans le circuit primaire et une fuite de fluide radioactif vers le GV affecté.
- La 2<sup>ème</sup> pompe de charge RCV démarre sur « Niveau PZR < Point de consigne  $\square$  » (Fonction d'Aide à l'Opérateur - FAO).
- Le signal d'AAR est généré sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) » consécutivement au débit brèche remplissant le GV affecté.
- Les vannes d'isolement des lignes « grand débit » et « lignes commune et petit débit » ARE du GV affecté se ferment respectivement sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) » et sur « Niveau GV > MAX0p (GE) » à l'issue de la temporisation  $\square$  après l'apparition du signal d'AAR.
- La ligne de décharge du circuit de contrôle volumétrique et chimique (RCV) est isolée sur signal « Bas niveau PZR < MIN1p (GM) et signal d'AAR » ou sur « Bas niveau PZR < min2 (GM) » (FAO).
- Les chaufferettes du pressuriseur (PZR) sont déclenchées en cas de bas niveau pressuriseur (par conservatisme, le déclenchement est réalisé à  $\square$  %GM).
- Le refroidissement partiel automatique par le GCT est activé sur « Haut niveau GV > MAX2p (GE) » (si celui-ci n'a pas déjà été activé). Le refroidissement partiel est initié dans tous les GV y compris le GV affecté.
- Le signal IS est activé sur « Basse pression PZR < MIN3p », entraînant le démarrage des pompes ISMP et ISBP.
- Le signal IS entraîne l'isolement de la ligne de charge.
- À la fin du refroidissement partiel, la pression des GV est stabilisée.
- L'injection aux joints des pompes primaires (IJPP) est isolée sur « Haut niveau GV > MAX2p (GE) et refroidissement partiel terminé » et les pompes de charge RCV sont arrêtées également.
- Trente minutes après le signal d'arrêt automatique du réacteur,  $\square$  l'isolement en eau et en vapeur du GV affecté. Les actions d'isolement sont les suivantes :
  - isolement de la purge GV (APG) de tous les GV (de manière à éviter toute contamination des GV non affectés). Cette ligne est supposée isolée y compris sur le GV affecté par conservatisme vis-à-vis du remplissage du GV.
  - isolement côté eau :
    - fermeture des vannes du circuit d'alimentation normale des GV (ARE),
    - fermeture des vannes du circuit d'alimentation de secours des GV (ASG).
  - isolement côté vapeur :
    - rehausse du point de consigne en pression du VDA,
    - fermeture de la VIV du GV affecté : selon la définition de l'accident, la VIV est défaillante à l'isolement et reste bloquée en position ouverte,
    - fermeture des VIV des GV non affectés lorsque l'opérateur constate la défaillance de la VIV du GV affecté,
    - fermeture en local de la VIV défaillante une heure après le signal d'AAR.
  - verrouillage du GCT.
  - De manière à limiter la fuite à la brèche et afin d'atteindre l'état final RRC-A, l'opérateur procède notamment aux actions suivantes :
    - validation des permissifs P12 et P19,

- refroidissement contrôlé du circuit primaire suivant un gradient de  $-50\text{ °C/h}$  par les VDA des GV non affectés jusqu'à l'atteinte de la température de connexion du RIS-RA en mode RA,
- arrêt séquentiel des quatre trains ISMP,
- dépressurisation du circuit primaire via l'aspersion normale et le VDA du GV affecté jusqu'à l'atteinte de la pression de connexion du RIS-RA en mode RA.

L'état final RRC-A est atteint une fois les conditions de connexion du RIS-RA en mode RA assurées et le débit de fuite RTGV maîtrisé et limité.

### **3.3. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Des hypothèses conservatives sont prises en compte en pénalisant les paramètres liés aux conditions initiales de l'attente à chaud et aux systèmes classés de sûreté. Les incertitudes sont appliquées conformément à la section 19.1.1 et au sous-chapitre 15.1.

#### **3.3.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres ayant un impact sur l'accident et la vérification des critères sont déduits des [§ 2.](#) et [§ 3.1.](#) Il s'agit des paramètres suivants :

- La pression initiale du PZR (valeur maximale pénalisante).
- La puissance initiale du cœur (valeur minimale pénalisante).
- Le niveau GV initial (valeur maximale pénalisante vis-à-vis du remplissage du GV).
- Pour les GV non affectés, les seuils en pression du VDA (valeur maximale pénalisante) et la capacité du VDA (valeur minimale pénalisante) pour limiter le refroidissement dans le circuit primaire et ainsi tendre à maintenir la pression primaire et à maximiser le débit de fuite.
- Pour le GV affecté, le seuil en pression du VDA (valeur minimale pénalisante) et la capacité du VDA (valeur maximale pénalisante) pour maximiser le remplissage du GV affecté.
- Le débit et la température de l'ISMP (valeurs maximales pénalisantes) pour maximiser la pression d'injection et la pression du circuit primaire,
- Le point de consigne GCT à basse charge et en fin de refroidissement partiel (valeurs minimales pénalisantes) et sa capacité (valeur maximale pénalisante).
- Le débit de l'ASG (valeur minimale pénalisante pour les GV non affectés, pour limiter le refroidissement dans le circuit primaire) et la température d'injection ASG (valeur maximale pénalisante).

#### **3.3.2. ÉTAT INITIAL**

Les conditions initiales sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fs1.1](#), incluant les incertitudes. Toutes les valeurs de pression sont en bars absolus.

Les conditions initiales sont choisies de manière à minimiser la puissance à évacuer, à maximiser la différence de pression entre le circuit primaire et le GV affecté et à maximiser le volume d'eau contenu dans le GV affecté.

#### **3.3.3. DONNÉES NEUTRONIQUES**

La puissance initiale du cœur est égale à 2 % de la puissance nominale (PN) car elle pénalise le sur-remplissage du GV affecté. En effet, la puissance du cœur est minimale ce qui limite la production de vapeur et maximise alors le volume d'eau présent dans les GV.

### 3.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont les suivantes :

- ISMP

Les quatre trains ISMP sont considérés disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température d'injection [ ].
- courbe de débit de l'ISMP maximale (débit maximal de l'injection ISMP seule, avec la grande ligne à débit minimum fermée),
- temps de démarrage des pompes ISMP et atteinte du plein débit : [ ].

- ISBP

Les quatre trains ISBP sont considérés disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température d'injection à [ ] °C,
- courbe de débit de l'ISBP maximale (débit maximal de l'injection ISMP et ISBP, avec la grande ligne à débit minimum fermée),
- temps de démarrage des pompes ISBP et atteinte du plein débit : [ ]

- accumulateurs

Les quatre accumulateurs sont isolés [ ] lorsque la pression primaire est inférieure à [ ] bar abs et si la marge à la saturation est suffisante.

- RBS

Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température d'injection : [ ] (valeur maximale),
- débit par train : [ ] (valeur maximale),
- volume des bâches : [ ],
- concentration en bore : [ ],
- La quantité d'eau à injecter par le RBS dans le circuit primaire [ ].
- temps de démarrage des pompes RBS : [ ],
- démarrage automatique sur « Basse pression PZR < MIN4p » ([ ]),
- arrêt automatique sur « Haut niveau PZR > MAX1p (GM) » [ ] » ou sur « Haut niveau GV > MAX3p (GE) [ ] ».

- ASG

Les quatre trains ASG sont disponibles.

Les paramètres ASG suivants sont considérés pour les GV non affectés de manière à avoir une capacité de refroidissement minimale :

- température d'injection : [ ] (valeur maximale),
- temps d'attente jusqu'au plein débit : [ ] (valeur maximale),
- courbe de débit d'injection : minimale.

L'ASG du GV affecté n'est pas mise en service.

- VIV

Trente minutes après le signal d'arrêt automatique du réacteur, et après que la défaillance de la VIV du GV affecté ait été constatée, [ ] la fermeture des VIV des GV non affectés. Puis, une heure après le signal d'arrêt automatique du réacteur, [ ] fermeture de la VIV du GV affecté [ ]

- VDA

Pour les GV non affectés, les paramètres VDA suivants sont considérés de manière à avoir une capacité de refroidissement minimale :

- décharge par train : [],
- temps d'ouverture des vannes : [],
- point de consigne en pression : [],
- point de consigne en pression pendant le refroidissement partiel : [].

Pour le GV affecté, les paramètres VDA suivants sont considérés de manière à obtenir des rejets vapeur maximaux à l'atmosphère :

- point de consigne de pression : [].

#### - GCT

Le contournement turbine GCT est supposé disponible de manière à stabiliser la pression secondaire pour maximiser l'écart de pression primaire/secondaire et le débit de la RTGV qui en résulte. Le GCT est donc valorisé du début de l'accident jusqu'à l'isolement vapeur des GV sains. Les caractéristiques du contournement turbine GCT sont choisies de manière à pénaliser le sur-remplissage du GV affecté, les valeurs suivantes sont donc prises en compte :

- capacité de décharge totale : [],
- décharge des vannes « petit débit », par vanne : [] (valeur maximale),
- décharge des vannes « haut débit », par vanne : [] (valeur maximale),
- point de consigne en pression à basse charge : [],
- point de consigne de pression du refroidissement partiel : [] (valeurs minimales).

#### - ARE

Le système ARE est supposé disponible. Compte tenu du niveau de puissance initial, les GV sont alimentés via la ligne « très petit débit » par la pompe AAD (ensemble motopompe alimentaire d'arrêt et de démarrage). Leurs caractéristiques sont les suivantes :

- température de l'eau alimentaire : [],
- temps de fermeture de la vanne d'isolement de la ligne commune et de la ligne petit débit ARE : [].

#### - consommateurs de vapeur

Les consommateurs de vapeur (GSS, ADG) sont supposés isolés dans la présente étude.

#### - RCV

- niveau pressuriseur < valeur consigne [] :
  - débit de décharge : [] (une pompe de charge en service),
  - débit de décharge : [] (deux pompes de charge en service),
- isolement de la décharge sur Niveau pressuriseur < [] %GM,
- débit IJPP total injecté dans le primaire [].

Les systèmes de régulation considérés sont les suivants :

#### - régulation de la pression primaire

La commande analogique pour l'aspersion du pressuriseur est prise en compte en phase 2 pour maintenir la marge à la saturation en limite de zone 1 et 2. Pendant la phase 4, l'aspersion normale analogique est donc prise en compte pour effectuer la dépressurisation du circuit primaire. L'aspersion normale du PZR est supposée avoir un débit [] minimal []. Les chauffelettes du PZR régulent la pression primaire et sont déclenchées (de façon conservative) lorsque le

pressuriseur est vidangé (□). Une puissance chauffante □ maximale □ est prise en compte jusqu'au déclenchement des chauffeuses.

- régulation du niveau pressuriseur

Le RCV est supposé fonctionner normalement. Les principales actions liées à la régulation du niveau pressuriseur sont les suivantes :

- démarrage de la deuxième pompe de charge sur « Niveau PZR < Point de consigne □ ». Le débit de décharge vaut alors □ kg/s (avec deux pompes de charge en fonctionnement) et □ kg/s (avec une seule pompe de charge en fonctionnement),
- isolement de la ligne de décharge sur « Bas niveau PZR < min2 (□) ».
- En l'absence de débit de charge RCV, la régulation de niveau PZR limite le débit de décharge à □.

□

- régulation du niveau des GV

Le système ARE est supposé disponible. Les vannes ARE (ligne très petit débit) sont supposées garder leur position de telle sorte que le débit du GV affecté reste égal au débit initial après le début de la rupture de tube GV. Ceci a pour conséquence une hausse du niveau GV avant l'AAR.

### **3.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE**

L'analyse a été réalisée en tenant compte des systèmes de protection suivants :

- arrêt automatique du réacteur (AAR)

- signal d'arrêt automatique du réacteur sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) » (□),
- temps total entre le franchissement du seuil et le début de la chute des grappes : □, incluant le temps de réponse des capteurs, le temps de traitement des signaux et le temps d'ouverture des disjoncteurs.

- isolement complet de l'ARE

- isolement de l'ARE (ligne commune et ligne petit débit) du GV affecté sur « Haut niveau GV > MAX0p (GE) » (□) à l'issue de la temporisation □ après le signal d'AAR,
- temps de réponse de la chaîne de protection : □.

- ouverture automatique du VDA

- signal « Haute pression GV > MAX1p » : le point de consigne en pression du VDA est pénalisé comme suit :
  - pour les GV non affectés : □ bar abs avant l'activation du refroidissement partiel et □ bar abs après la fin du refroidissement partiel,
  - pour le GV affecté : □ bar abs avant l'activation du refroidissement partiel et □ bar abs après la fin du refroidissement partiel.
- temps de réponse des chaînes et du traitement des signaux : □ (valeur maximale).

- refroidissement partiel automatique par le GCT

- Le refroidissement partiel démarre sur « Haut niveau GV > MAX2p (GE) » : □.
- ouverture progressive des vannes du circuit de contournement turbine (GCT) afin d'atteindre un gradient de refroidissement de -250 °C/h. Le refroidissement partiel s'arrête lorsque la pression au barillet vapeur atteint □ bar abs.

- signal IS

Les hypothèses liées au signal « Basse pression PZR < MIN3p » sont les suivantes :

- seuil MIN3p : □,

- temps de réponse de la chaîne de protection : .
- isolement de la ligne de charge RCV et de la ligne d'injection aux joints des pompes primaires et arrêt des pompes de charge RCV :
  - La ligne de charge RCV est isolée sur signal IS.
  - La ligne d'injection aux joints des pompes primaires est isolée sur « Haut niveau GV > MAX2p et refroidissement partiel terminé ».
  - Les pompes de charge RCV sont arrêtées sur « Haut niveau GV > MAX2p et refroidissement partiel terminé ».
  - temps de réponse des chaînes de protection : .
  - temps de fermeture de la vanne d'isolement de la ligne de charge et de la vanne d'isolement de la ligne d'injection aux joints des pompes primaires : .

Dans le cas d'une RTGV, la continuité de l'injection aux joints des GMPP ne peut pas être assurée. Dans cette situation, une fuite aux joints GMPP de  est possible. Cependant une telle fuite conduirait à une pression primaire plus faible et donc à un débit de fuite du primaire vers le secondaire plus faible. De manière conservatrice, la fuite aux joints des pompes primaires n'est donc pas considérée.

- démarrage de l'ASG  
Les pompes ASG démarrent en cas de « Bas niveau GV < MIN2p (GL) ». L'atteinte de ce seuil entraîne également la mise en service de la régulation automatique du niveau GV par l'ASG. Les hypothèses concernant ce signal sont les suivantes :
  - seuil MIN2p : .
  - temps de réponse de la chaîne de protection : .
  - Le délai d'obtention du plein débit après le démarrage des pompes .

### **3.3.6.**

## **4. CAS 2 : MAXIMISATION DES REJETS DE VAPEUR**

### **4.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES PRÉDOMINANTS**

Dans ce scénario initié à pleine puissance (102 % PN), la RTGV est cumulée à la défaillance de l'isolement du GV affecté (VIV bloquée en position ouverte) ce qui entraîne des rejets radioactifs supplémentaires. Les principales conséquences de la fuite de réfrigérant primaire sont liées au risque de contamination du côté secondaire (principalement pour le GV affecté) et aux rejets de radioactivité associés à l'atmosphère via les VDA.

La séquence typique des événements, de l'événement initiateur à l'état final RRC-A, est la suivante :

- En cas de RTGV (1 tube), au début de l'accident, le bon fonctionnement de la régulation du niveau pressuriseur par le RCV et de la régulation du niveau GV par l'ARE permettent d'éviter tout signal d'AAR.
- Une réduction de charge puis un arrêt du réacteur seront effectués par l'opérateur trente minutes après l'apparition d'un signal d'activité dans une ligne vapeur principale. Ce signal constitue la première information significative transmise à l'opérateur en salle de commande. Ce signal est supposé intervenir à l'instant initial en même temps que la rupture du tube GV.
- Suite au signal d'activité immédiatement après la RTGV, l'orientation en conduite incidentelle/accidentelle conduit l'opérateur à l'isolement partiel du GV radioactif (isolement du train ASG et des lignes de conditionnement VVP et purge) juste avant d'effectuer une baisse de charge, puis



un arrêt □ du réacteur à basse puissance □. Dans la simulation de l'accident, de manière découplée et conservatrice vis-à-vis des rejets vapeur, un arrêt □ du réacteur est réalisé au niveau de puissance initiale (102 %PN) 45 minutes après le début de l'accident (30 min de délai avant intervention opérateur et 15 min de baisse de charge).

- L'opérateur effectue dans un premier temps l'isolement complet du GV affecté en eau et en vapeur (mais la fermeture de la VIV échoue du fait du scénario étudié). Il entreprend alors la fermeture des trois VIV des GV sains.
- Une heure après l'apparition du signal d'activité, l'opérateur procède à la fermeture de la VIV défaillante en local depuis le bâtiment des auxiliaires de sauvegarde (BAS).
- Enfin, l'opérateur replie la tranche jusqu'à l'atteinte de l'état final RRCA, correspondant à un débit de fuite à la brèche maîtrisé et limité une fois atteintes les conditions de connexion du RIS-RA en mode RA.

#### **4.2. SCÉNARIO**

La séquence classique des événements est décrite ci-après. Les pénalisations et autres hypothèses sont décrites au § 4.3.

Le scénario analysé se caractérise par la rupture d'un tube dans un GV comme événement initiateur cumulée à la défaillance à l'isolement de la VIV (bloquée ouverte) du GV affecté :

- Alors que le réacteur fonctionne à pleine puissance (état A, 102 %PN), la rupture guillotine d'un tube de générateur de vapeur se produit, entraînant alors une baisse de pression dans le circuit primaire et une fuite de fluide radioactif vers le GV affecté.
- La perte de réfrigérant du circuit primaire via la brèche est compensée par le RCV (la deuxième pompe de charge est démarrée et la ligne de décharge est isolée sur « Bas niveau PZR < min2 » par la fonction d'aide à l'opérateur). Dès lors, le seuil d'AAR sur « Basse pression PZR < MIN2p » n'est pas atteint ce qui maintient le réacteur en puissance et maximise la production de vapeur dans le GV affecté.
- L'augmentation du niveau GV dans le GV affecté est compensée par la régulation du niveau GV par l'ARE en réduisant le débit d'eau alimentaire. Dès lors, le seuil d'AAR sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) » n'est pas atteint ce qui maintient le réacteur en puissance et maximise la production de vapeur dans le GV affecté.
- Suite à l'apparition du signal d'activité dans la ligne vapeur principale du GV affecté, □ baisse de charge turbine □. La puissance cible de □ serait atteinte 15 minutes après le début de la baisse de charge. À ce niveau de puissance, un arrêt □ du réacteur serait réalisé. De manière découplée et conservatrice, un arrêt □ du réacteur à pleine puissance (102 %PN) est réalisé 45 minutes après le début de l'accident (30 minutes pour le délai opérateur + 15 minutes pour la baisse de puissance).
- La ligne « grand débit » de l'ARE est isolée immédiatement après l'arrêt □ du réacteur. La ligne « petit débit » de l'ARE est supposée isolée (ceci pénalise l'évacuation de puissance et favorise la vaporisation).
- 45 minutes après le début de l'accident, l'opérateur procède à l'isolement en eau et en vapeur du GV affecté. Les actions d'isolement sont les suivantes :
  - isolement de la purge GV (APG) de tous les GV (de manière à éviter toute contamination des GV non affectés). Cette ligne est supposée isolée y compris sur le GV affecté par conservatisme vis-à-vis du remplissage du GV.
  - isolement côté eau :
    - fermeture des vannes ARE,
    - fermeture des vannes ASG.
  - isolement côté vapeur :
    - rehausse du point de consigne en pression VDA,

- fermeture de la VIV du GV affecté : selon la définition de l'accident, la VIV du GV affecté est défaillante à l'isolement et reste bloquée en position ouverte,
  - fermeture des VIV des GV non affectés lorsque l'opérateur constate la défaillance de la VIV du GV affecté,
  - fermeture  de la VIV défaillante une heure après l'arrêt  du réacteur,
  - verrouillage du GCT (cette action est toujours réalisée dans les actions initiales en cas de conduite au MCS. En cas de conduite au MCP, elle est réalisée après l'isolement vapeur des GV sains. Par découplage, le GCT est isolé dès le début des actions opérateur pour pénaliser les rejets à l'atmosphère).
- De manière à limiter la fuite à la brèche RTGV et afin d'atteindre l'état final RRC-A, l'opérateur procède notamment aux actions suivantes :
    - refroidissement contrôlé du circuit primaire suivant un gradient de  $-50\text{ °C/h}$  par les VDA des GV non affectés jusqu'à l'atteinte de la température de connexion du RIS-RA en mode RA,
    - dépressurisation du circuit primaire via l'aspersion normale et le VDA du GV affecté jusqu'à l'atteinte de la pression de connexion du RIS-RA en mode RA.
  - L'état final RRC-A est atteint une fois les conditions de connexion du RIS-RA en mode RA assurées et le débit de fuite RTGV maîtrisé et limité.

### **4.3. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Des hypothèses conservatives sont prises en compte en pénalisant les paramètres liés aux conditions initiales à puissance nominale et aux systèmes classés de sûreté. Les incertitudes sont appliquées conformément à la section 19.1.1.

#### **4.3.1. PARAMÈTRES PRÉDOMINANTS**

Les paramètres ayant un impact sur l'accident et la vérification des critères sont déduits des [§ 2.](#) et [§ 4.1.](#) Il s'agit des paramètres suivants :

- la pression initiale du PZR (valeur maximale pénalisante),
- la puissance initiale du cœur (valeur maximale pénalisée),
- le niveau GV initial (valeur minimale pénalisante vis-à-vis de l'évacuation de puissance pour favoriser la vaporisation dans le GV affecté),
- pour les GV non affectés, les seuils en pression du VDA (valeur maximale pénalisante) et la capacité du VDA (valeur minimale pénalisante) pour limiter le refroidissement dans le circuit primaire et ainsi tendre à maintenir la pression primaire et à maximiser le débit de fuite,
- pour le GV affecté, le seuil en pression du VDA (valeur minimale pénalisante) et la capacité du VDA (valeur maximale pénalisante) pour maximiser la production de vapeur,
- le débit massique de l'ASG (valeur minimale pénalisante pour les GV non affectés, pour limiter le refroidissement dans la partie primaire) et la température d'injection ASG (valeur maximale pénalisante).

#### **4.3.2. ÉTAT INITIAL**

Les conditions initiales sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3FsI1.2](#), incluant les incertitudes. Toutes les valeurs de pression sont absolues.

Les conditions initiales sont choisies de manière à maximiser la puissance à évacuer, à maximiser la différence de pression entre le circuit primaire et le GV affecté, et à minimiser le volume d'eau contenu dans les GV afin de pénaliser l'évacuation de puissance et favoriser la vaporisation dans le GV affecté.

### 4.3.3. DONNÉES NEUTRONIQUES

La puissance initiale du cœur est supposée constante à 102 %PN jusqu'à l'arrêt [ ] du réacteur (soit jusqu'au début de la chute des grappes). La courbe de puissance résiduelle prend en compte toutes les grappes insérées et un temps de chute des grappes sans séisme. [ ]

### 4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES

Les hypothèses considérées pour les systèmes de sûreté sont les suivantes :

- ISMP et ISBP  
Non sollicitées,
- Accumulateurs  
Les quatre accumulateurs sont isolés [ ] lorsque la pression primaire est inférieure à [ ] bar abs et si la marge à la saturation est suffisante.
- RBS  
Les deux trains RBS sont disponibles. Leurs caractéristiques sont les suivantes :
  - température d'injection : [ ] (valeur maximale),
  - débit par train : [ ] (valeur maximale),
  - volume des bâches : [ ],
  - concentration en bore : [ ],
  - La quantité d'eau à injecter par le RBS dans le circuit primaire [ ],
  - temps de démarrage des pompes RBS : [ ],
  - démarrage automatique sur « Basse pression PZR < MIN4p » [ ],
  - isolement automatique sur « Haut niveau PZR > MAX1p (GM) » [ ].
- ASG  
Les quatre trains ASG sont disponibles.  
Les paramètres ASG suivants sont considérés pour les GV de manière à avoir une capacité de refroidissement minimale :
  - température d'injection : [ ] (valeur maximale),
  - temps d'attente jusqu'au plein débit : [ ] (valeur maximale),
  - courbe de débit d'injection : minimale.

Les paramètres de l'ASG du GV affecté ne sont pas pénalisés, puisque l'ASG n'est pas mis en service dans ce GV.
- VIV  
45 minutes après l'apparition du signal d'activité, et après que la défaillance de la VIV du GV affecté soit constatée, [ ] des GV non affectés. Puis, une heure après l'apparition du signal d'activité, [ ].
- VDA  
Pour les GV non affectés, les paramètres VDA suivants sont considérés de manière à avoir une capacité de refroidissement minimale :
  - décharge par train : [ ] (valeur minimale),
  - temps d'ouverture des vannes : [ ],
  - point de consigne de pression : [ ].

Pour le GV affecté, les paramètres VDA suivants sont considérés de manière à obtenir des rejets vapeur maximaux à l'atmosphère :

- décharge par train : [ ] (valeur maximale),
- temps d'ouverture des vannes : [ ],
- point de consigne de pression : [ ].

- GCT

Non pris en compte pour maximiser le rejet de vapeur à l'atmosphère.

- consommateurs de vapeur

Les consommateurs de vapeur comme le CET, l'ADG et le GSS sont considérés isolés dans la présente étude après l'arrêt du réacteur.

- RCV

La décharge RCV n'est pas créditée durant la phase opérateur de façon à pénaliser les rejets vapeur. En effet, l'absence de la décharge en phase 3 conduit à un isolement de la charge entraînant un basculement éventuel en dépressurisation secondaire prioritaire sur un critère de bas niveau GV plus précoce. De même, en phase 4, l'absence de décharge favorise le remplissage du pressuriseur entraînant un basculement éventuel en dépressurisation secondaire prioritaire sur critère de haut niveau pressuriseur plus précoce.

Les systèmes de régulation considérés sont les suivants :

- régulation de la pression primaire

L'aspersion normale du PZR est supposée avoir un débit [ ] minimal [ ]. Les chaufferettes du PZR régulent la pression primaire et sont déclenchées (de façon découplée) lorsque le pressuriseur est vidangé ([ ]). Une puissance chauffante [ ] maximale [ ] est prise en compte jusqu'au déclenchement des chaufferettes.

- régulation du niveau pressuriseur

Le RCV est supposé fonctionner normalement en phase automatique. Les principales actions liées à la régulation du niveau pressuriseur sont les suivantes :

- démarrage de la deuxième pompe de charge sur « Niveau PZR < Point de consigne [ ] »,
- isolement de la ligne de décharge sur « Bas niveau PZR < min2 » [ ],
- Le temps de fermeture de la vanne d'isolement de la ligne de décharge est de [ ].

- régulation du niveau des GV

La régulation du niveau GV fonctionne lorsque l'accident se produit et continue à fonctionner correctement jusqu'à l'isolement automatique de la ligne « grand débit » ARE à la suite de l'arrêt [ ] du réacteur. Le niveau GV reste inférieur au seuil d'AAR sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) » ce qui maximise les rejets vapeur par le GV affecté en maintenant plus longtemps le réacteur en puissance. La ligne « petit débit » de l'ARE est supposée isolée après l'arrêt du réacteur (pour pénaliser l'évacuation de puissance et favoriser la vaporisation dans le GV affecté).

#### **4.3.5. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION ET DE SAUVEGARDE**

L'analyse a été réalisée en tenant compte des systèmes de protection suivants :

- déclenchement de la turbine [ ],
- isolement de l'ARE grand débit immédiatement après l'arrêt [ ] du réacteur,
- ouverture automatique du VDA
  - signal « Haut pression GV > MAX1p » : Le point de consigne en pression du VDA est pénalisé comme suit :
    - pour les GV non affectés : [ ],
    - pour le GV affecté : [ ].
  - temps de réponse des chaînes et du traitement des signaux : [ ] (valeur maximale).

- isolement de la ligne de charge RCV et de la ligne d'injection aux joints des pompes primaires :
  - La ligne de charge RCV et l'injection aux joints des GMPP sont isolées à l'atteinte des seuils « Haut niveau GV > MAX2p (GE) » [ ] et « Basse pression GV < [ ] bar abs dans au moins 2 GV sur 4 » ou bien sur « Haut niveau PZR > MAX1p (GM) » (isolement de la ligne de charge) et « Haut niveau PZR > MAX2p (GM) » (isolement de l'injection aux joints des pompes primaires) avec MAX1p = MAX2p [ ].
  - temps de réponse des chaînes et du traitement des signaux : [ ],
  - temps de fermeture de la vanne d'isolement de la ligne de charge et de la vanne d'isolement de la ligne d'injection aux joints des pompes primaires : [ ].

Dans le scénario étudié, la continuité de l'injection aux joints des GMPP ne peut pas être assurée. Dans cette situation, une fuite aux joints GMPP [ ] ne peut être écartée. Cependant une telle fuite conduirait à une pression primaire plus faible et donc à un débit de fuite du primaire vers le secondaire plus faible. De manière conservatrice, la fuite aux joints des pompes primaires n'est donc pas considérée.

- démarrage de l'ASG  
Les pompes ASG démarrent en cas de « Bas niveau GV < MIN2p (GL) ». L'atteinte de ce seuil entraîne également la mise en service de la régulation automatique du niveau GV par l'ASG. Les hypothèses concernant ce signal sont les suivantes :
  - seuil MIN2p : [ ],
  - temps de réponse de la chaîne de protection : [ ],
  - Le délai d'obtention du plein débit après le démarrage des pompes [ ].

#### 4.3.6. [ ]

[ ]

## 5. CODES ET MÉTHODES

Le calcul thermohydraulique est réalisé avec le code de calcul [ ] (voir Annexe 15A).

L'accident étudié est la rupture complète d'un tube (RTGV 2A) dans un générateur de vapeur. Le cas étudié ici correspond à la rupture guillotine doublement débattue d'un tube dans un générateur de vapeur, ce qui donne lieu à une vidange sans entraves aux extrémités du tube sectionné.

La rupture de tube se situe en bas du faisceau tubulaire du GV, du côté branche froide (au niveau de la partie supérieure de la plaque tubulaire du GV dans la zone de sortie du GV). Cette localisation de la rupture maximise le débit brèche de la RTGV.

## 6. RÉSULTATS

### 6.1. CAS 1 : MAXIMISATION DU RISQUE DE DÉBORDEMENT

Le tableau [TAB-19.1.3Fs1.3](#) donne la séquence des événements.

Les paramètres les plus représentatifs sont présentés sur les figures [FIG-19.1.3Fs1.1](#) à [FIG-19.1.3Fs1.13](#).

La rupture de tube GV entraîne une dépressurisation du circuit primaire. Le niveau du pressuriseur diminue et passe en-dessous de la valeur seuil « Point de consigne [ ] », provoquant alors le démarrage de la deuxième pompe de charge RCV et la baisse du débit de décharge [ ].

Par la suite, le niveau PZR continue de diminuer et atteint le seuil « Bas niveau PZR < min2 » (fonction d'aide à l'opérateur – FAO), ce qui entraîne l'isolement de la ligne de décharge (503 s).

Dans le circuit secondaire :

- La pression GV est réglée via le circuit de contournement turbine GCT encore disponible.
- Le niveau du GV affecté augmente et un arrêt automatique du réacteur intervient sur « Haut niveau GV > MAX1p (GE) ». L'arrêt automatique du réacteur entraîne l'isolement des consommateurs de vapeur.
- Lorsque le seuil « Haut niveau GV > MAX0p (GE) » est atteint et que la condition « signal d'AAR temporisé » est remplie, la ligne « commune et la ligne petit débit » ARE du GV affecté sont isolées (620 s).
- Le niveau des GV non affectés augmente jusqu'à atteindre le seuil « Haut niveau GV > MAX0p (GE) » (1365 s), ce qui entraîne l'isolement de leurs lignes « communes et petit débit » ARE.
- Le niveau du GV affecté continue d'augmenter et atteint le seuil MAX2p (GE) (1691 s), ce qui entraîne l'activation du refroidissement partiel automatique à - 250°C/h par le GCT.
- Le seuil « Basse Pression pressuriseur < Min4p » de démarrage du RBS est atteint au cours du refroidissement partiel. Le seuil d'isolement du RBS sur « Haut Niveau GV > Max3p GE » étant déjà atteint à cet instant, le démarrage du RBS est inhibé et le RBS ne peut donc pas être mis en service automatiquement.

Le refroidissement partiel automatique induit une dépressurisation du circuit primaire.

Lorsque le niveau PZR atteint %GM, les chaufferettes sont déclenchées (1715 s).

Le signal IS est généré sur « Basse pression PZR < MIN3p » (1868 s), ce qui entraîne la mise en service des pompes ISMP et ISBP. Le signal IS entraîne également l'isolement de la charge RCV.

Le refroidissement partiel automatique s'arrête lorsque la pression des GV atteint bar abs (2141 s).

Pendant la durée de la phase automatique, la sous-criticité du cœur est assurée par conception grâce à la chute des grappes et à l'absence de rétrovidange.

L'orientation en conduite incidentelle/accidentelle au MCP (gérée par le Diagnostic Automatique) ou au MCS, oriente l'opérateur vers la stratégie « Passage à l'Arrêt à Froid (PAF) en RTGV » sur un signal d'activité. Les actions opérateur débutent 30 minutes après que le signal d'arrêt automatique du réacteur ait été généré (2349 s).

l'isolement complet du GV affecté. Il commence par isoler l'APG des GV non affectés, avant d'isoler l'alimentation en eau du GV affecté : la ligne ARE « petit débit » ayant déjà été isolée automatiquement à l'atteinte du seuil MAX0p, l'opérateur isole l'ASG.

ensuite à l'isolement vapeur du GV affecté en commençant par rehausser le point de consigne en pression du VDA. Puis il essaye de fermer la VIV du GV affecté depuis la salle de commande mais celle-ci reste bloquée ouverte.

également au verrouillage du GCT.

Suite à la défaillance à l'isolement de la VIV qui reste bloquée ouverte, l'opérateur procède à la fermeture des trois VIV des GV sains. Puis, une heure après le signal d'AAR (première information significative transmise à l'opérateur en salle de commande), la VIV défaillante est fermée en local depuis le BAS (4149 s).

Début de la phase 1 (2359 s) :

permissif P12 puis démarre les deux trains RBS. Il valide ensuite le permissif P19 et lance alors le refroidissement contrôlé du circuit primaire suivant un gradient de -50 °C/h avec les VDA des GV non

affectés. La marge à la saturation étant supérieure à la cible de restauration, [ ] tous les trains ISMP, à l'exception d'un seul, et ajuste le débit de l'aspersion normale de manière à maintenir la marge à la saturation supérieure à la cible de restauration pendant le refroidissement à  $-50\text{ }^{\circ}\text{C/h}$  du circuit primaire (2359 s).

Les pompes ISMP 1 à 3 sont donc arrêtées [ ] à 2359 s.

L'ASG est mise en service [ ] dans les GV non affectés, car le niveau est inférieur au seuil MAX1p et l'ARE n'est pas en service.

Les chaufferettes sont activées par la régulation pour contrôler la pression du PZR (3567 s).

Ensuite, [ ] la dernière pompe ISMP et stoppe l'aspersion normale (3958 s) lorsque le niveau PZR est supérieur à [ ] %GM et lorsque la TRIC est inférieure à la température de saturation du GV affecté moins la marge à la saturation de la cible de restauration en  $\Delta T_{\text{sat}}$ .

Pendant la phase 1, les injections ISMP et RBS assurent la borication et limitent le risque de rétrovidange. La sous-criticité du cœur est donc assurée durant la phase 1.

#### Début de la phase 2 (3958 s) :

Après l'arrêt du dernier train ISMP, l'opérateur ouvre la ligne de décharge car le niveau PZR est supérieur à [ ] %GM puis il ajuste le débit de décharge pour garder le niveau PZR [ ]. Le niveau PZR étant momentanément descendu sous 30 %GM, il remet en service la charge RCV. Il règle l'aspersion normale pour maintenir la marge à la saturation dans la zone 2. La marge à la saturation est alors restaurée dans la zone 2 et l'équilibre de pression primaire/secondaire est atteint lorsque la pression primaire est égale à la pression du GV affecté + [ ] bar (4698 s).

[ ]

Pendant la phase 2, le RBS assure la borication et la pression du primaire reste supérieure à la pression du GVa ce qui prévient toute rétrovidange. La sous-criticité du cœur est donc assurée durant la phase 2.

#### Début de la phase 3 (4698 s) :

[ ] arrêtant l'aspersion normale et les chaufferettes. Il ajuste le débit de décharge RCV de manière à compenser la contraction du volume d'eau du circuit primaire en tenant compte du débit de charge RCV, de l'injection aux joints des pompes primaires et du débit RBS.

Dans le GV affecté, le niveau augmente après la fin du refroidissement partiel à cause du débit de fuite RTGV. Lorsqu'il atteint le seuil « Haut niveau GV > MAX2p (GE) » (5436 s), la charge RCV et l'injection aux joints des GMPP sont isolées. Le RBS n'est en revanche pas isolé car la validation de P19 inhibe cette fonction.

[ ] les accumulateurs quand la pression primaire atteint [ ] bar abs (6619 s).

Avant l'arrêt de la borication, l'injection par la charge RCV (avant son isolement) et l'injection RBS limitent la rétrovidange. La sous-criticité du cœur est alors assurée.

Lorsque le volume de bore demandé par la conduite a été injectée (8311 s), [ ] arrête le RBS et poursuit le refroidissement contrôlé. De manière conservatrice, l'injection de bore par les trains ISMP n'est pas prise en compte et seul le bore injecté par le RBS est considéré.

Après l'arrêt de la borication, la sous-criticité du cœur est assurée, même en cas de rétrovidange, puisque le volume de bore défini par la conduite a été injecté dans le primaire.

#### Début de la phase 4 (9017 s) :

Lorsque la température de connexion du RIS-RA en mode RA est atteinte, [1]. Il entreprend ensuite la dépressurisation du circuit primaire avec l'aspersion normale, les pompes primaires étant encore en fonctionnement. Il procède à une dépressurisation [1] jusqu'à ce que la pression du circuit primaire atteigne 32 bar abs dans la branche chaude. Parallèlement, il ajuste le débit de décharge RCV pour maintenir le niveau PZR [1]. Toutefois, le débit de décharge est limité [1] du fait de l'isolement de la charge RCV.

Lorsque la température primaire est inférieure à 180 °C et la pression primaire est inférieure à 32 bar abs, P14 est validé manuellement (13034 s). [1].

Suite à la validation de P14, [1] peut connecter le RIS-RA en mode RA. La puissance résiduelle est alors évacuée par le RIS-RA en mode RA. Au cours de l'accident, la pression dans les GV reste inférieure à la pression de tarage des soupapes de sûreté. Ces dernières ne sont donc pas sollicitées.

En ce qui concerne la sous-criticité du cœur, celle-ci doit être démontrée à l'atteinte de l'état final RRC-A en considérant les GMPP en service (conduisant à une dilution homogène). Les hypothèses de cette démonstration sont les suivantes :

- De manière découplée et pénalisante, la totalité de la masse d'eau contenue dans un GV à la fin du refroidissement partiel, et à un niveau GV correspondant à Max2p GE, se vidange dans le circuit primaire [1]. Cette rétrovidange complète d'un GV est enveloppe de la masse de rétrovidange de [1] tonnes observée dans le calcul.
- [1]
- Seul l'apport de bore par le RBS est considéré (l'apport de bore par l'IJPP et le RCV n'est pas valorisé alors que l'aspiration des pompes RCV est basculée sur l'IRWST depuis le début des actions opérateurs) ce qui conduit à une injection de [1] kg d'acide borique à [1] ppm de bore naturel en considérant une masse volumique d'eau borée du RBS [1] (valeur enveloppe). Cette masse prend en compte pour chaque train RBS des incertitudes [1] sur le volume mort et la mesure de niveau respectivement.
- [1]

Compte-tenu de ces hypothèses, l'injection de bore par le RBS garantit une marge minimale de [1] ppm à la sous-criticité à l'état d'arrêt sûr à 110 °C en fin de vie du cycle [1].

La sous-criticité du cœur est donc garantie.

Du point de vue des rejets radiologiques, aucun débordement du GV affecté n'est observé au cours de la simulation de l'accident. L'absence de rejets liquides dans l'atmosphère (sauf sous la forme d'humidité de vapeur résiduelle) est garantie. Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

À noter qu'au cours de l'accident, [1] tonnes de vapeur sortent du GV affecté sans qu'il n'y ait de rejets à l'atmosphère via le VDA du GV affecté.

Enfin, les GV sains via les VDA et l'ASG permettent d'évacuer la puissance résiduelle jusqu'à l'atteinte des conditions de connexion des trains RIS-RA en mode RA. Une fois ceux-ci connectés, l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée durablement.

Ainsi, l'ensemble des critères techniques d'acceptation cités au § 2. est donc respecté. L'état final RRC-A est donc atteint.

## **6.2. CAS 2 : MAXIMISATION DES REJETS DE VAPEUR**

Le tableau [TAB-19.1.3Fs1.4](#) donne la séquence des événements.

Les paramètres les plus représentatifs sont présentés sur les figures [FIG-19.1.3Fs1.14](#) à [FIG-19.1.3Fs1.26](#).



L'accident est initié par une RTGV (1 tube) entraînant une fuite de réfrigérant primaire radioactif vers le circuit secondaire dans la boucle 3. Ceci entraîne une baisse de la pression et du niveau d'eau dans le pressuriseur.

Lors de la phase automatique (30 premières minutes après le début de l'accident), l'inventaire en eau primaire diminue sans qu'aucun arrêt automatique du réacteur ne soit initié. Les seules actions automatiques sont :

- augmentation de la puissance des chaufferettes pour contrôler la pression primaire. Toutes les chaufferettes sont en service [ ] suite au dépassement du seuil « Basse pression PZR < Point de consigne [ ] ». La pression primaire reste au-dessus du seuil d'AAR sur « Basse pression PZR < MIN2p ([ ] ) ». Les chaufferettes du PZR sont déclenchées de façon dé耦lée lorsque le niveau du PZR atteint [ ] %GM à 2267 s.
- démarrage de la deuxième pompe de charge du RCV et isolement de la ligne de décharge RCV afin de limiter la baisse du niveau pressuriseur. Ces actions sont initiées sur franchissement respectif des seuils « Bas niveau PZR < Point de consigne [ ] » (fonction d'aide [ ] – FAO) à 197 s, et « Bas niveau PZR < min2 » (FAO) à 1209 s.
- Le remplissage du GV affecté par la brèche RTGV est compensé par la régulation du niveau GV par l'ARE (par ajustement de la position de la vanne grand débit ARE). Le niveau du GV affecté reste inférieur au seuil d'AAR sur « Haut niveau GV > MAX1p ([ ] ) ».

Pendant la durée de la phase automatique, la sous-criticité du cœur est assurée par conception grâce à la chute des grappes et à l'absence de rétrovidange.

30 minutes après l'apparition de l'alarme d'activité du GV (N16) dans la ligne vapeur du GV affecté, [ ] doit procéder à une réduction de charge turbine [ ]. Cette baisse de charge turbine dure donc 15 minutes. De manière conservatrice vis-à-vis des rejets vapeur, cette réduction de charge n'est pas modélisée : durant ces 15 minutes, la puissance du réacteur est considérée constante à 102 %PN.

Ainsi, 45 minutes après l'apparition du signal d'activité dans la ligne vapeur principale du GV affecté (délai de 30 minutes pour le début des actions [ ] et délai de 15 minutes correspondant à la durée de la réduction de la charge turbine), [ ] effectue un arrêt [ ] du réacteur qui entraîne un déclenchement de la turbine et un isolement des « lignes grand débit » ARE des GV. De façon dé耦lée et pénalisante, les « lignes petit débit » ARE de tous les GV sont également isolées immédiatement après l'arrêt [ ] du réacteur.

[ ]

[ ] dans un premier temps à l'isolement complet du GV affecté. Il commence par isoler l'APG des GV non affectés et de façon dé耦lée et pénalisante l'APG du GV affecté, avant d'isoler l'alimentation en eau du GV affecté.

[ ] isole le GV affecté côté vapeur en commençant par rehausser le point de consigne en pression du VDA. Puis l'opérateur essaye de fermer la VIV du GV affecté depuis la salle de commande mais celle-ci reste bloquée ouverte.

Suite au constat de la défaillance à la fermeture de la VIV du GV affecté, [ ] à la fermeture des trois VIV des trois GV sains (à 2708 s).

[ ] applique alors la stratégie « passage à l'arrêt à froid en RTGV ».

Début de la phase 2 (2743 s) :

[ ] démarre les deux trains RBS ainsi que les trains ASG des GV sains. Le niveau des GV sains est alors contrôlé par l'ASG pour atteindre puis stabiliser le niveau GV autour de [ ] %GL.

Il valide ensuite le permissif P19 et lance un refroidissement contrôlé du circuit primaire à -50 °C/h par les VDA des GV sains. Comme la marge à la saturation est trop faible, l'opérateur restaure la marge

cible à l'aide des deux pompes de charge RCV. Les pompes de charge RCV étant déjà en fonctionnement, la cible est automatiquement restaurée.

Une heure après le signal d'activité, la VIV défaillante est fermée [ ] depuis le BAS (3600 s).

L'aspersion normale analogique n'étant pas valorisée, la marge à la saturation dans la zone 2 augmente jusqu'à atteindre la zone 3 (5790 s). Dès lors, l'aspersion normale analogique est déclarée inutilisable et [ ] pour ramener la marge à la saturation en zone 2 et dépressuriser le circuit primaire. Le permissif P12 est validé à 5843 s.

[ ] et isole la charge RCV une fois les conditions d'entrée en phase 3 réunies : la pression primaire est inférieure à la pression du GV affecté majorée [ ] et est inférieure à [ ] bar abs. L'arrêt de l'aspersion normale TOR induit une légère augmentation de la pression primaire [ ]. [ ] rebascule alors brièvement en phase 2 et dépressurise de nouveau à l'aide de l'aspersion normale TOR pour se stabiliser sous [ ] bar abs. Ces basculements entre phase 2 et phase 3 ont lieu de 6120 s à 8078 s.

Pendant la phase 2, le RBS assure la borication et la pression du primaire reste supérieure à la pression du GVa ce qui empêche toute rétrovidange. La sous-criticité du cœur est donc assurée durant la phase 2.

Début de la phase 3 (8078 s) :

[ ] arrête l'aspersion normale.

Avant l'arrêt de la borication, l'injection RBS limite la possibilité de rétrovidange. La sous-criticité du cœur est alors assurée.

À 8695 s, lorsque le volume de bore demandé par la conduite a été injecté dans le circuit primaire par le RBS, [ ] arrête le RBS.

Après l'arrêt de la borication, la sous-criticité du cœur est assurée même en cas de rétrovidange, puisque le volume de bore défini par la conduite a été injecté dans le primaire.

À l'issue de la phase 3, la TRIC est inférieure à [ ] °C (12351 s).

Début de la phase 4 (12351 s) :

Lorsque la température de connexion du RIS-RA en mode RA est atteinte, [ ] arrête le refroidissement du circuit primaire (12351 s). Le niveau du GV affecté étant supérieur à MIN1p et le niveau PZR étant inférieur à [ ], [ ] attend que le niveau PZR remonte [ ] par l'action de l'IJPP avant de commencer la procédure de dépressurisation.

Une fois [ ] le niveau PZR atteint [ ] (21378 s), l'opérateur réalise la dépressurisation du primaire à l'aide de l'aspersion normale TOR [ ]. Pendant la baisse de pression, [ ] isole les accumulateurs [ ] (23497 s).

Lorsque le niveau du PZR atteint MAX1p, l'IJPP est isolée et [ ] réalise alors la dépressurisation du GV affecté par le VDA tout en maintenant une marge [ ] entre la pression primaire et la pression du GV affecté à l'aide de l'aspersion normale TOR. La dépressurisation est arrêtée lorsque la pression du circuit primaire atteint 32 bar abs dans la branche chaude.

Lorsque la température primaire est inférieure à 180 °C et que la pression primaire est inférieure à 32 bar abs, le permissif P14 est validé [ ] et le VDA du GV affecté est fermé (fin de la dépressurisation).

Suite à la validation de P14, l'opérateur peut connecter le RIS-RA en mode RA. La puissance résiduelle est alors évacuée par le RIS-RA en mode RA. Les [ ] après la validation de P14 ne sont pas modélisées dans le calcul.

Au cours de l'accident, la pression dans les GV reste inférieure à la pression de tarage des soupapes de sûreté. Ces dernières ne sont donc pas sollicitées.

En ce qui concerne la sous-criticité du cœur, celle-ci doit être démontrée à l'atteinte de l'état final RRC-A en considérant les GMPP en service (conduisant à une dilution homogène). Les hypothèses de cette démonstration sont les suivantes :

- De manière découplée et pénalisante, la totalité de la masse d'eau contenue dans un GV à la fin du refroidissement partiel, et à un niveau GV correspondant à Max2p GE, se vidange dans le circuit primaire [ ]. Cette rétrovidange complète d'un GV est enveloppe de la masse de rétrovidange de [ ] tonnes observée dans le calcul.
- [ ].
- Seul l'apport de bore par le RBS est considéré (l'apport de bore par l'IJPP et le RCV n'est pas valorisé alors que l'aspiration des pompes RCV est basculée sur l'IRWST depuis le début des actions opérateurs), ce qui conduit à une injection de [ ] kg d'acide borique à [ ] ppm de bore naturel en considérant une masse volumique d'eau borée du RBS [ ] (valeur enveloppe). Cette masse prend en compte pour chaque train RBS des incertitudes [ ] sur le volume mort et la mesure de niveau respectivement.
- [ ].

Compte-tenu de ces hypothèses, l'injection de bore par le RBS garantit une marge minimale de [ ] ppm à la sous-criticité à l'état d'arrêt sûr à 110 °C en fin de vie du cycle [ ].

La sous-criticité du cœur est donc garantie.

Au cours de l'accident, [ ] tonnes de vapeur sortent du GV affecté parmi lesquelles seules [ ] tonnes sont rejetées à l'atmosphère via le VDA du GV affecté. Les rejets radiologiques observés sont couverts par ceux observés pour l'étude de RTGV en PCC-4 (voir section 15.2.4k). Par ailleurs il n'y a pas de rejets liquides dans l'atmosphère (sauf sous la forme d'humidité de vapeur résiduelle). Les rejets radiologiques restent donc tolérables.

Enfin, les GV sains via les VDA et l'ASG permettent d'évacuer la puissance résiduelle jusqu'à l'atteinte des conditions de connexion des trains RIS-RA en mode RA. Une fois ceux-ci connectés, l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée durablement.

Ainsi, l'ensemble des critères techniques d'acceptation cités au § 2. est donc respecté.

L'état final RRC-A est donc atteint.

## **7. PRISE EN COMPTE DE MODIFICATIONS COMPLEMENTAIRES EN COHERENCE AVEC L'ETAT FINAL DE CONCEPTION**

### **Augmentation du temps de fermeture de la vanne d'isolement du VDA**

Une relaxation du requis du temps de fermeture VI-VDA [ ] a été réalisée. L'analyse d'impact [ ] permet de justifier l'acceptabilité de l'impact de cette relaxation de critère sur les scénarios traités dans cette section. L'augmentation du temps de fermeture de la vanne d'isolement du VDA ne remet pas en cause le respect des critères techniques d'acceptation présentés au § 2.

## **8. CONCLUSION**

Cette analyse de sûreté a été réalisée conformément aux règles d'étude RRC-A. Elle démontre qu'en cas de rupture de tube (1 tube) d'un générateur de vapeur cumulée à la défaillance à l'isolement de la VIV du GV affecté (bloquée en position ouverte), l'état final RRC-A est atteint en respectant les critères des analyses RRC-A mentionnés au § 2. :

- La sous-criticité du cœur est assurée par la chute des grappes et la borication par les 2 trains RBS.

- L'évacuation de la puissance résiduelle est effectuée via les VDA et l'ASG des GV sains jusqu'à l'atteinte des conditions de connexion des trains RIS-RA en mode RA.
- Les rejets radiologiques restent tolérables compte tenu du maintien de l'intégrité de la gaine combustible, du non-débordement du GV affecté et des rejets vapeur limités (voir [§ 6.1.](#) et [§ 6.2.](#)).

Le respect des critères de sûreté est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante :

- isolement manuel de la VIV bloquée en position ouverte (action locale) du GV affecté.



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 25/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DES RÉFÉRENCES



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 26/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSL1.1 CONDITIONS INITIALES – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 27/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSL1.2 CONDITIONS INITIALES – CAS 2**

□

### TAB-19.1.3FSL1.3 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS – CAS 1

Temps (s)	Evénements
0,0	Rupture de tube (1 tube) du générateur de vapeur
164	Niveau PZR < Point de consigne <span style="color: red;">□</span> : - Démarrage de la 2 <sup>ème</sup> pompe RCV - Ajustement du débit de décharge à son minimum
503	Niveau PZR < min2 : Isolement de la ligne de décharge Ligne de décharge RCV isolée <span style="color: red;">□</span>
<span style="color: red;">□</span>	Niveau GV affecté > MAX1p : - Signal d'AAR émis - Isolement des consommateurs vapeur sur signal d'AAR
548	- Début de la chute des grappes - Atteinte du seuil « Haut niveau GV > MAX0p (GE) » dans le GV affecté
620	Ligne ARE petit débit du GV affecté isolée (temporisation <span style="color: red;">□</span> après atteinte du seuil « Haut niveau GV > MAX0p (GE) et AAR » et <span style="color: red;">□</span> de temps de manœuvre)
1365	« Haut niveau GV > MAX0p (GE) » dans les GV non affectés
<span style="color: red;">□</span>	Lignes ARE petit débit des GV non affectés isolées (délai de fermeture <span style="color: red;">□</span> après atteinte du seuil « Haut niveau GV > MAX0p (GE) »)
1691	« Haut niveau GV > MAX2p (GE) » dans le GV affecté : Refroidissement partiel par le GCT
1715	Niveau PZR < <span style="color: red;">□</span> %GM : Déclenchement des chaufferettes
<span style="color: red;">□</span>	« Basse pression PZR < MIN3p » : - Emission du signal IS - Isolement de la ligne de charge RCV
2141	Fin du refroidissement partiel.
2349	<span style="color: red;">□</span> - Isolement complet du GV affecté - Le point de consigne du VDA du GV affecté est rehaussé <span style="color: red;">□</span> - Constat du blocage en position ouverte de la VIV du GV affecté - Fermeture des trois VIV des GV sains suite au constat de la non-fermeture de la VIV du GV affecté - Verrouillage du GCT



Temps (s)	Evénements
2359	<p>Début de la phase 1 « Arrêt ISMP » :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Validation des permissifs P12 et P19</li> <li>- Démarrage <span style="color: red;">□</span> des deux trains RBS</li> <li>- Démarrage <span style="color: red;">□</span> du refroidissement contrôlé à -50 °C/h</li> <li>- Arrêt <span style="color: red;">□</span> des trains ISMP : 3 sur 4</li> <li>- Ajustement du débit d'aspersion normale de manière à maintenir la marge à la saturation au-dessus la cible de restauration</li> </ul> <p>Niveau GV non affectés &lt; MAX1 GE et ligne ARE des GV non affectés isolée :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Démarrage <span style="color: red;">□</span> de l'ASG des GV non affectés</li> </ul>
3567	<p>Les chaufferettes sont activées par la régulation pour contrôler la pression du PZR.</p>
3958	<p>Niveau PZR &gt; <span style="color: red;">□</span> %GM &amp; <math>T_{ric} &lt; T_{sat} (P_{GV affecté}) - \Delta T_{sat}</math> (cible de restauration) :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Dernier train ISMP arrêté</li> <li>- Arrêt <span style="color: red;">□</span> de l'aspersion normale</li> </ul> <p>Début de la phase 2 « Equilibrage des pressions » :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Ouverture de la ligne de décharge RCV et ajustement du débit pour maintenir le niveau PZR <span style="color: red;">□</span></li> <li>- Maintien de la marge à la saturation en zone 2 : contrôle des chaufferettes et réglage du débit d'aspersion normale</li> </ul>
4149	<p><span style="color: red;">□</span></p>
4698	<p>Pression primaire &lt; Pression du GV affecté + <span style="color: red;">□</span> bar : Fin de la phase 2</p> <p>Début de la phase 3 « Passage à l'état d'arrêt à froid – Refroidissement » :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Arrêt manuel de l'aspersion normale et des chaufferettes</li> <li>- Ajustement du débit de décharge RCV de manière à compenser la contraction du volume d'eau du circuit primaire en tenant compte du débit de charge RCV, de l'IJPP et du débit RBS</li> </ul>
5436	<p>« Haut niveau GV &gt; MAX2p (GE) » dans le GV affecté :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Isolement de la ligne de charge RCV</li> <li>- Isolement de l'IJPP et arrêt des pompes de charge RCV</li> </ul>
6619	<p>Pression primaire &lt; <span style="color: red;">□</span> bar abs :</p> <p>Isolement des accumulateurs</p>
8311	<p>Totalité du volume de RBS demandé par la conduite injecté :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Arrêt <span style="color: red;">□</span> des deux trains RBS</li> </ul>

Temps (s)	Evénements
9017	<p>T<sub>ric</sub> &lt; [ ] °C : Fin de la phase 3</p> <p>Début de la phase 4 « Passage à l'état d'arrêt à froid – Dépressurisation » : Pression primaire &gt; 32 bar abs :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Dépressurisation du circuit primaire [ ] à l'aide de l'aspersion normale</li> <li>- Ajustement du débit de la ligne de décharge RCV pour maintenir le niveau PZR [ ]</li> </ul>
13034	<p>Pression primaire &lt; 32 bar abs :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Fin de la dépressurisation circuit primaire</li> <li>- Validation [ ] du permissif P14</li> <li>- Atteinte des conditions de connexion du RIS-RA en mode RA</li> </ul>
13609	<p>Niveau PZR &gt; [ ] %GM :</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>- Arrêt [ ] de l'aspersion normale</li> </ul>
20000	<p>Fin de la simulation</p>

### TAB-19.1.3FSL1.4 SÉQUENCE DES ÉVÉNEMENTS – CAS 2

Temps (s)	Evénements
0,0	Rupture de tube (1 tube) du générateur de vapeur Démarrage des chaufferettes
197	Niveau PZR < Point de consigne <span style="color: red;">□</span> : Démarrage de la 2 <sup>ème</sup> pompe de charge RCV
1209	Niveau PZR < MIN2 : Isolement de la ligne de décharge RCV
2267	Niveau PZR < <span style="color: red;">□</span> %GM : Déclenchement des chaufferettes
2700	<span style="color: red;">□</span> - Arrêt <span style="color: red;">□</span> du réacteur - Isolement complet de l'ARE dans tous les GV - Verrouillage du GCT Un isolement APG est pris en compte car pénalisant vis-à-vis de la vaporisation.
2703	Déclenchement turbine - Isolement complet du GV affecté : ASG - Rehausse du point de consigne VDA du GV affecté <span style="color: red;">□</span>
2708	- Constat du blocage en position ouverte de la VIV du GV affecté - Fermeture des trois VIV des GV sains suite au constat de la non fermeture de la VIV du GV affecté
2743	Début de phase 2 de la conduite : Equilibrage des pressions - Démarrage des 2 trains RBS - Démarrage du refroidissement contrôlé à -50 °C/h - Mise en service de l'ASG dans les GV non affectés
2758	Démarrage de l'ASG dans les GV non affectés (atteinte du plein débit)
3600	<span style="color: red;">□</span>
5790	Marge à la saturation en zone 3 : - Aspersion normale analogique déclarée inutilisable - Utilisation de l'aspersion normale TOR pour maintenir la marge à la saturation en zone 2
5843	Validation du permissif P12

Temps (s)	Evénements
6120 - 8078	Fin de la phase 2 de la conduite : Pression primaire < Pression du GV affecté + $\square$ bar et Pression primaire < $\square$ bar abs : Début de la phase 3 « Passage à l'état d'arrêt à froid – Refroidissement » : - Arrêt $\square$ de l'aspersion normale - Arrêt de la charge RCV car la décharge n'est pas en service Afin de respecter le critère Pression primaire < $\square$ bar abs l'opérateur retourne en phase 2 pour abaisser la pression en dessous de $\square$ bar abs puis bascule de nouveau en phase 3.
8695	Totalité du volume de RBS demandé par la conduite injecté : Arrêt manuel des trains RBS
12351	Tric < $\square$ °C : Fin de la phase 3 Début de la phase 4 « Passage à l'état d'arrêt à froid – Dépressurisation » : Pression primaire > 32 bar abs : $\square$
21378	- Dépressurisation primaire prioritaire $\square$ à l'aide de l'aspersion normale TOR car le niveau du GV affecté est supérieur à MIN1p et le niveau PZR est inférieur à MAX1p $\square$
23340	Niveau PZR > MAX2p : - Isolement de l'IJPP - Dépressurisation du circuit primaire par le VDA du GV affecté car le niveau du PZR est supérieur à MAX1p - Maintien d'un écart de pression $\square$ entre la pression primaire et la pression du GV affecté à l'aide de l'aspersion normale TOR dès que le niveau PZR passe sous MAX1p
23497	Pprim < $\square$ bar abs : Isolement des accumulateurs
24179	Pression primaire < 32 bar abs : - Fin de la dépressurisation du circuit primaire par le VDA du GV affecté - Validation manuelle du permissif P14 - Atteinte des conditions de connexion RIS-RA en mode RA
30000	Fin de la simulation



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 33/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.1 PRESSIONS DU PRESSURISEUR ET DES GV –  
TEMPÉRATURES PRIMAIRES – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 34/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.2 DÉBIT DE FUITE RTGV – MASSE DE  
RÉTROVIDANGE – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 35/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.3 NIVEAU DU PRESSURISEUR (EN M ET EN %GM)**  
**- CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 36/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.4 PUISSANCE DES CHAUFFERETTES – DÉBIT  
D'ASPERION NORMALE – CAS 1**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 37/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.5 DÉBIT RCV ET IS – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 38/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.6 NIVEAU GV (% GE) – DÉBIT ARE – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 39/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.7 NIVEAU GV (% GL) – DEBIT ASG – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 40/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.8 NIVEAU CAVITÉ GV – MASSE PRIMAIRE/  
SECONDAIRE – CAS 1**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 41/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.9 DÉBITS RBS ET LIGNE DE TRANSFERT – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 42/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.10 CONSOMMATION ASG ET RBS – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 43/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.11 MASSE ET DÉBIT DE REJET DE VAPEUR VDA – CAS 1**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 44/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.12 MASSE ET DÉBIT DE VAPEUR À LA SORTIE  
DES GV – CAS 1**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 45/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.13 MARGE À LA SATURATION EN PRESSION ET  
TEMPÉRATURE – CAS 1**

□

**FIG-19.1.3FSL1.14 PRESSIONS DU PRÉSSURISEUR ET DES GV –  
TEMPÉRATURES PRIMAIRES – CAS 2**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 47/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.15 DÉBIT DE FUITE RTGV – MASSE DE  
RÉTROVIDANGE – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 48/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.16 NIVEAU DU PRESSURISEUR (EN M ET EN %GM)**  
**- CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 49/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.17 PUISSANCE DES CHAUFFERETTES – DÉBIT  
D'ASPERSION NORMALE – CAS 2**

□

**FIG-19.1.3FSL1.18 DÉBIT RCV ET IS – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 51/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.19 NIVEAU GV (%GE) – DÉBIT ARE – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 52/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.20 NIVEAU GV (%GL) – DEBIT ASG – CAS 2**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 53/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.21 NIVEAU CAVITÉ GV – MASSES PRIMAIRE/  
SECONDAIRE – CAS 2**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 54/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.22 DÉBITS RBS ET LIGNE DE TRANSFERT – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 55/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.23 CONSOMMATION ASG ET RBS – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 56/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.24 MASSE ET DÉBIT DE REJET DE VAPEUR VDA – CAS 2**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 57/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.25 MASSE ET DÉBIT DE VAPEUR À LA SORTIE  
DES GV – CAS 2**





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSL1

PAGE 58/58

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.1.3FSL1.26 MARGE À LA SATURATION EN PRESSION ET  
TEMPÉRATURE – CAS 2**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSM.1 DILUTION HOMOGENÈE ISOLABLE EN PUISSANCE (ÉTATS A1 ET A2) AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL PS ANTI-DILUTION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>3</b>
1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT . . . . .	3
1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .	3
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT . . . . .	3
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .	4
<b>3. SCÉNARIOS . . . . .</b>	<b>4</b>
3.1. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENÈE EN PUISSANCE ISSUE DU RCV HORS REA <sub>EAU</sub> . . . . .	4
3.2. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENÈE EN PUISSANCE ISSUE DU REA <sub>EAU</sub> . . . . .	4
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS . . . . .	5
4.2. CODES ET MODÉLISATION . . . . .	5
4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .	5
4.3.1. ÉTAT INITIAL . . . . .	5
4.3.2. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES . . . . .	6
4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION . . . . .	6
4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES À LA CONCENTRATION EN BORE . . . . .	7
4.3.5. ÉTAT FINAL . . . . .	8
4.3.6. MARGE À LA CRITICITÉ . . . . .	9
4.3.7. ACTIONS OPÉRATEUR . . . . .	9
4.4. RÉSULTATS . . . . .	9
<b>5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSM.1.1</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) PRINCIPALES HYPOTHÈSES.....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.1.2</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) ÉPUISEMENT EN FONCTION DES CYCLES.....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.1.3</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) INCERTITUDES ET PÉNALITÉS POUR LES CALCULS DE MARGE D'ARRET.....</b>	<b>13</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.1.4</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) MARGE À LA CRITICITÉ APRES AAR, INCERTITUDES ET PÉNALITÉS COMPRISES.....</b>	<b>14</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.1.5</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) CB FINALE (CHAÎNE DE PROTECTION « ECART CB REN IMPORTANT »).....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.1.6</b>	<b>DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) CB FINALE (CHAÎNE DE PROTECTION « PREVENT DILUTION »).....</b>	<b>20</b>



## .19.1.3FSM.1 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE EN PUISSANCE (ÉTATS A1 ET A2) AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL PS ANTI-DILUTION

Sauf indication contraire, les concentrations en bore (Cb) présentées sont exprimées en ppm de bore naturel.

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT

L'accident étudié dans le présent chapitre correspond à une dilution homogène isolable cumulée à une défaillance du signal anti-dilution (PAD) du système de protection (PS), dans les états de fonctionnement en puissance (A1 et A2).

La dilution homogène isolable est une diminution de la concentration en bore du fluide primaire due à une défaillance du circuit de contrôle chimique et volumétrique (RCV).

#### 1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT

La dilution homogène isolable peut être due à une défaillance dans l'un des systèmes suivants :

- Défaillance dans le système de dégazage des effluents primaires,
- Défaillance dans le système de purification des effluents primaires,
- Défaillance dans le système de traitement des effluents primaires,
- Défaillance dans le système d'appoint en eau et en bore (REA).

Une brève description des scénarios de dilution est indiquée à la section 15.2.2r. Ces scénarios constituent des scénarios typiques de dilution provenant d'une défaillance du RCV, conduisant aux débits de dilution maximaux.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT

La dilution homogène initiée en états A1 ou A2 provoque une diminution de la concentration en bore du circuit primaire. Cette baisse de concentration en bore entraîne la sollicitation de la protection anti-dilution (PAD) en puissance, qui, lorsque son signal n'est pas défaillant, garantit l'isolement du RCV par fermeture automatique et redondante des vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge. En outre, cette aspiration des pompes de charge est basculée vers l'IRWST, et la ligne de charge principale du RCV est isolée.

En cas de défaillance du signal PS anti-dilution, d'autres signaux de protection permettent d'assurer le respect des critères de sûreté. En effet, si la concentration en bore injectée par le RCV est inférieure à la concentration en bore courante en puissance, l'insertion de réactivité due à cette dilution est compensée par l'insertion des groupes de contrôle sous l'effet de la régulation en mode automatique de la température primaire  $\Delta T$  ou du flux moyen  $\dot{Q}$ , et ceci jusqu'au dépassement des insertions limites (seuil LCO1 IL). Le franchissement de ce seuil entraîne l'activation des actions initiées par le signal « Prevent dilution » (classement F2), à savoir :

- l'isolement automatique du REA<sub>eau</sub> si le débit du REA est supérieur à un seuil réglé  $\dot{Q}_{lim}$  de sorte à détecter des dilutions à débits élevés (signal « Prevent dilution » combiné aux signaux « Low boron concentration » et « Block dilution ») ;
- l'émission de l'alarme de gravité 4 « Écart de Cb REN important » si la concentration en bore mesurée par le boremètre REN est inférieure de plus de  $\Delta Cb$  ppm à la consigne de concentration en bore CB REN<sub>0</sub>.

Si la dilution homogène est initiée par le REA<sub>eau</sub>, elle est isolée automatiquement quelques instants après le franchissement des insertions limites. Si elle est initiée par le RCV hors REA<sub>eau</sub>, l'opérateur active une demande d'isolement suite à l'application de la fiche « Dilution homogène » depuis la salle de commande une demi-heure après l'apparition de l'alarme « Écart de Cb REN important » et la source de dilution est alors isolée moins d'une minute après.

Le phénomène prédominant lors de ce transitoire accidentel est la diminution de la concentration en bore.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

Il doit être démontré que « l'état final pour les études RRC-A » peut être atteint (voir section 19.1.0), à savoir :

- Obtention de la sous criticité ;
- Évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire ;
- Limitation des rejets radioactifs à un niveau tolérable.

## **3. SCÉNARIOS**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

### **3.1. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENE EN PUISSANCE ISSUE DU RCV HORS REA<sub>EAU</sub>**

L'initiateur correspond à une dilution homogène initiée par le RCV à un débit maximal de  $\dot{V}$  qui entraîne une baisse de la concentration en bore du circuit primaire. L'augmentation de réactivité qui s'en suit entraîne l'insertion des groupes de contrôle sous l'effet de la régulation de la température primaire en mode automatique  $\dot{V}$  ou du flux moyen  $\dot{V}$  jusqu'au dépassement des insertions limites (seuil LCO1 IL).

La perte du signal PS anti-dilution est cumulée à cet accident.

L'atteinte des insertions limites active le signal « Prevent dilution » et entraîne la mémorisation de la concentration en bore mesurée par le REN (CB REN<sub>0</sub>). La détection de la dilution intervient sur signal « Ecart Cb REN important ». L'isolement de la dilution est demandé par l'opérateur depuis la salle de commande une demi-heure après l'apparition de l'alarme. La source de dilution est alors isolée par les mêmes actions que celles initiées par la protection anti-dilution : fermeture redondante des vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge, basculement de cette dernière sur l'IRWST.

Un arrêt automatique du réacteur suivi d'un refroidissement partiel du cœur peut intervenir pendant le transitoire (en cas de sur-refroidissement par l'ARE). Une température de découplage de  $T$  est donc considérée à l'instant final du transitoire.

### **3.2. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENE EN PUISSANCE ISSUE DU REA<sub>EAU</sub>**

L'initiateur correspond à une dilution homogène initiée par le REA<sub>eau</sub> à un débit maximal de  $\dot{V}$  qui entraîne une baisse de la concentration en bore du circuit primaire ainsi que l'insertion des groupes de contrôle sous l'effet de la régulation de la température primaire en mode automatique  $\dot{V}$  ou du flux moyen  $\dot{V}$  jusqu'au dépassement des insertions limites (seuil LCO1 IL).

La perte du signal PS d'anti-dilution est cumulée à cet accident.

La détection de la dilution intervient sur signal « Prevent dilution » associé à l'activation du signal « Low boron concentration » lorsque le débit du REA est supérieur à un seuil réglé  $\dot{V}$  de sorte à détecter des dilutions à débits élevés. Ces deux signaux activent le signal « Block dilution » qui commande alors l'isolement automatique du REA<sub>eau</sub>.

Comme pour le scénario de dilution homogène issue du RCV hors REA<sub>eau</sub> (voir § 3.1.), un arrêt automatique du réacteur suivi d'un refroidissement partiel du cœur peut intervenir pendant le transitoire (en cas de sur-refroidissement par l'ARE). Une température de découplage de  $T_{dec}$  est donc considérée à l'instant final du transitoire.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Le § 4.1., le § 4.2. et le § 4.3. qui suivent se rapportent uniquement à la démonstration du respect de la sous-criticité, traité explicitement par calcul ; l'analyse de l'atteinte de l'état final RRC-A vis-à-vis des autres critères (rejets radioactifs et évacuation de la puissance résiduelle) est traitée par argumentaire et reportée directement au § 4.4..

Pour le cas de la dilution issue du RCV hors REA<sub>eau</sub> (scénario présenté § 3.1.) l'analyse du respect de la sous-criticité à l'état final pour les études RRC-A est basée sur des calculs statiques de marge à la criticité.

Pour le cas de la dilution issue du REA<sub>eau</sub> (scénario présenté au § 3.2.) seul un calcul de la concentration en bore finale est réalisé. Cette concentration en bore est ensuite comparée à celle obtenue pour le scénario de dilution issue du RCV hors REA<sub>eau</sub> afin de montrer le caractère pénalisant de ce dernier scénario.

### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants vis-à-vis du maintien de la sous-criticité sont les suivants :

- Débit de dilution,
- Masse primaire à diluer,
- Insertion initiale des groupes de contrôle,
- Concentration en bore initiale,
- Temps de transit du bore jusqu'au boremètre REN.

### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

$T_{dec}$

### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

L'ensemble des hypothèses de l'étude est détaillé ci-après et synthétisé aux tableaux [TAB-19.1.3Fsm.1.1](#) et [TAB-19.1.3Fsm.1.3](#).

Les paramètres dominants vis-à-vis du maintien de la sous-criticité sont pénalisés tels que décrit dans les paragraphes ci-dessous.

#### **4.3.1. État initial**

L'accident est initié en états A1 et A2  $T_{dec}$ . Néanmoins, tous les niveaux de puissance entre 0 %PN et 100 %PN  $T_{dec}$  sont analysés.

L'ensemble des dix cycles de la première gestion FA3 est étudié. Les trois épuisements (BU) définis au tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.2](#), sont retenus pour l'analyse de tous ces cycles : DDV, MDV et un épuisement intermédiaire  $T_{dec}$ . Le BU FDV n'est pas retenu car il n'y a pas de risque de retour critique pour une température de  $T_{dec}$ °C.

Les insertions limites (IL) considérées pour les calculs sont les IL définies au sous-chapitre 15.1 sur les deux plages de BU DVX-MDV et MDV- $T_{dec}$ %FDV.

Les conditions initiales en température du calcul de marge à la criticité retenues sont celles du programme de température au débit thermohydrauliques [ ] .

#### **4.3.2. Hypothèses relatives aux systèmes fluides**

Le volume primaire à diluer est de manière pénalisante un volume minoré [ ] de manière cohérente avec la valeur retenue pour l'étude de la section 15.2.2r (le pressuriseur, la ligne d'expansion du pressuriseur et le volume mort sous le couvercle de la cuve primaire sont exclus de ce volume). La masse primaire à diluer est obtenue en prenant en compte une densité [ ] (correspondant à une température maximale en puissance [ ] et une pression minimale en puissance [ ] .

Pour le cas de la dilution par le RCV hors REA<sub>eau</sub> le volume de balayage correspond au volume d'eau présent dans le RCV et balayé au moment du basculement de l'aspiration des pompes de charge RCV vers l'IRWST suite à l'action opérateur de demande d'isolement du RCV, c'est-à-dire le volume compris entre les vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge RCV et les piquages du RCV sur le RCP (ligne de charge principale et injection aux joints des pompes primaires). [ ] .

Pour le cas de la dilution par le REA<sub>eau</sub>, le volume de balayage correspond au volume situé entre le piquage du REA sur le RCV et les piquages du RCV sur le RCP (ligne de charge principale et injection aux joints des pompes primaires), y compris le ballon RCP [ ] .

La masse correspondante au volume de balayage est obtenue en prenant en compte, par découplage, une densité de [ ] t/m<sup>3</sup> [ ] .

Les hypothèses relatives aux systèmes fluides sont résumées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.1](#) .

#### **4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes de protection**

##### **4.3.3.1. Chaîne de protection « Écart de Cb REN important »**

Suite au franchissement du seuil LCO1 IL, le signal « Prevent dilution » est activé instantanément en l'absence de signal BOR\_E (ordre de borication provenant des fonctions de contrôle du cœur) ou à la fin d'une temporisation [ ] . Dans le premier cas de figure, le temps de réponse global maximal entre l'acquisition de la mesure et l'activation du signal « Prevent dilution » est de [ ] s ; dans le second, il est de [ ] s .

L'alarme « Écart de Cb REN important » est élaborée à partir d'une comparaison de deux mesures de concentration en bore mesurée par le boremètre REN. Le seuil est réglé de sorte à détecter un écart [ ] par rapport à la consigne de concentration en bore. Cette consigne est égale à « CB REN<sub>0</sub> », concentration en bore mesurée par le REN au moment du franchissement des insertions limites (seuil LCO1 IL) et mémorisée par le système de protection. Cette disposition est efficace jusqu'au débit de dilution maximal du RCV hors REA<sub>eau</sub> [ ] . À noter que cette disposition est également efficace contre une dilution issue du REA<sub>eau</sub> dont le débit est inférieur ou égal à [ ] t/h .

Trente minutes après l'apparition de l'alarme « Écart de Cb REN important », l'opérateur initie l'isolement de la dilution depuis la salle de commande (isolement des vannes en amont des pompes de charge RCV, basculement du RCV sur l'IRWST). Le délai de fermeture des vannes d'isolement de la dilution est de [ ] s .

Les caractéristiques associées à cette chaîne de protection sont précisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.1](#) .

##### **4.3.3.2. Chaîne de protection « Prevent dilution »**

Dans le cas d'une dilution issue du REA<sub>eau</sub> le temps de réponse global maximal pris en compte entre l'acquisition de la mesure et l'activation de la chaîne de protection « Prevent dilution » est de [ ] s (voir § [4.3.3.1](#) .)

Suite à l'activation du signal « Prevent dilution », le débit du REA est comparé à un seuil réglé [ ] de sorte à détecter des dilutions à débits élevés. Lorsque cette valeur de consigne est dépassée, le signal

« Low boron concentration » est émis et active le signal « Block dilution » qui commande alors l'isolement automatique du REA<sub>eau</sub>.

Cette disposition est efficace jusqu'au débit de dilution maximal du REA<sub>eau</sub> □.

Le délai de l'action d'isolement du REA<sub>eau</sub> par la chaîne « Prevent dilution », depuis l'activation du signal « Prevent dilution » jusqu'à la fermeture effective des vannes REA<sub>eau</sub>, pour des situations initiées en puissance, est de l'ordre de la minute.

Les caractéristiques de cette chaîne de protection sont précisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.1](#).

#### **4.3.4. Hypothèses relatives à la concentration en bore**

L'effet de la dilution sur la concentration en bore est d'autant plus fort que la concentration en bore initiale est élevée. Par ailleurs, à concentration en bore figée, le piquage du flux dans le haut du cœur □ est pénalisant pour un calcul de marge à la criticité. En revanche, cette configuration ne maximise pas la concentration en bore initiale (car le niveau xénon associé est plus élevé et minimise la concentration en bore). Pour s'affranchir de ces effets antagonistes sur le calcul de marge à la criticité qui prend en compte l'évolution de la concentration en bore entre l'instant initial et final, une hypothèse de découplage est retenue pour la concentration en bore initiale entre le calcul de marge à la criticité et le calcul de la diminution de la concentration en bore jusqu'à l'isolement de la source de dilution (voir [§ 4.3.4.2.](#)).

Lorsque ce découplage conduit à des marges négatives, un recouplage est effectué sur les situations concernées. En ce cas, deux situations sont étudiées pour ne conserver que la plus pénalisante :

- La CB initiale est celle décrite au [§ 4.3.4.1.](#) et la diminution de la concentration en bore est calculée à partir de cette CB initiale (état initial pénalisant mais diminution de CB plus faible) ;
- La CB initiale utilisée pour le calcul des marges est la CB de l'état décrit au [§ 4.3.4.2.](#), et la diminution de la concentration en bore est calculée à partir de cette CB initiale (état initial moins pénalisant mais diminution de CB plus importante).

Les situations concernées sont annotées d'un astérisque dans les [TAB-19.1.3Fsm.1.4](#) et [TAB-19.1.3Fsm.1.5](#).

#### **4.3.4.1. Concentration en bore initiale retenue pour le calcul de marge à la criticité**

La concentration en bore initiale (  $Cb_{NPI}^i$  ) pour chaque cycle de la première gestion principale FA3,

à chacun des BU de DVX, MDV et □%FDV et à chaque niveau de puissance est celle obtenue dans les conditions initiales du calcul de marge à la criticité décrites au [§ 4.3.6.](#), à savoir groupes aux IL et ΔI en bord droit du domaine de fonctionnement.

#### **4.3.4.2. Calcul de la diminution de la concentration en bore avant isolement de la dilution**

La configuration de référence considérée pour le calcul de la diminution de la concentration en bore est une situation critique dans les mêmes conditions thermohydrauliques que celles de l'état initial décrit ci-dessus à l'exception du xénon qui correspond au xénon d'équilibre du niveau de puissance considéré. Ce calcul est effectué pour chaque cycle de la première gestion principale FA3, à chacun des BU DVX, MDV et □%FDV et à chaque niveau de puissance.

Cette configuration de référence est considérée de manière découplée par rapport à la configuration présentée au [§ 4.3.4.1.](#) afin d'augmenter la concentration en bore initiale et par conséquent augmenter la variation de la concentration en bore provoquée par la dilution. À partir de cet état on détermine une baisse de concentration globale composée des postes suivants :

- la baisse de concentration de bore pendant le délai d'action de la protection ( $\Delta C_{b}^{\text{délai}}$ ) ;
- la baisse de concentration en bore liée à l'évacuation du volume de balayage ( $P^{Vb}$ ).

#### Détermination de $\Delta C_{b}^{\text{délai}}$

La baisse de la concentration en bore  $\Delta C_{b}(\Delta t)$  pendant un temps  $\Delta t$  est déterminée  $\square$  :

$\square$

Pour le cas de la dilution issue du RCV hors  $REA_{\text{eau}}$ , la baisse de concentration de bore pendant le délai d'action de la protection est définie  $\square$  :

$\square$

Pour le cas de la dilution issue du  $REA_{\text{eau}}$  la baisse de concentration de bore pendant le délai d'action de la protection est définie  $\square$  :

$\square$

#### Détermination de $P^{Vb}$

La diminution de la concentration en bore due au volume de balayage est définie  $\square$  :

$\square$

Les hypothèses utilisées pour ces calculs sont issues du [§ 4.3.3.](#) et sont synthétisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.1.](#)

#### **4.3.4.3. Concentration en bore finale**

La concentration en bore finale est déterminée par soustraction de la diminution de concentration en bore ([§ 4.3.4.2.](#)) à la concentration en bore initiale ([§ 4.3.4.1.](#)).

Une incertitude  $\square$  relative à l'incertitude sur l'efficacité différentielle du bore est directement appliquée à cette diminution globale de concentration en bore. Pour chaque cycle de la première gestion principale FA3, à chacun des BU de DVX, MDV et  $\square\%$  FDV et à chaque niveau de puissance, la concentration en bore finale ( $C_{b}^f$ ) sera ainsi calculée  $\square$  :

$\square$

#### **4.3.5. État final**

L'état final est caractérisé par :

- la concentration en bore minimale obtenue en fin de dilution, dépendante de la configuration étudiée (BU, cycle, %PN). Pour une configuration donnée la concentration en bore finale est celle décrite dans le [§ 4.3.4.3.](#) ;
- la température minimale caractérisant un état post-AAR, c'est-à-dire la température minimale atteinte suite à un potentiel refroidissement partiel ;
- la position finale des groupes TGI.

#### 4.3.6. Marge à la criticité

Dans le cas de la dilution issue du RCV hors REA<sub>eau</sub> un calcul de marge à la criticité (MAR) est effectué. □ :

□

De plus, une incertitude □ relative à l'incertitude sur l'efficacité différentielle du bore est prise en compte. Cette incertitude est appliquée directement sur la baisse de concentration en bore (voir § [4.3.4.3.](#)).

L'ensemble des incertitudes et pénalités considérées est rappelé dans le tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.3.](#)

#### 4.3.7. Actions opérateur

L'opérateur entre en CIA sur l'apparition de l'alarme de gravité 4 « Ecart de CB REN important », ce qui déclenche le Diagnostic Automatique.

Celui-ci oriente la conduite dans la procédure « Orientation en conduite incidentelle au MCP ».

En cas de réponse positive au test « Alarme « AAR » présente », la fiche « Dilution homogène » est appliquée suite à la réponse négative au test « Alarme « ATWS – Blocage de grappes » présente ». L'opérateur est orienté vers la procédure « Borication en CI au MCP » si N PZR < □ %, ou vers la procédure « Passage en Etat de Repli en CI Au MCP » dans le cas contraire.

Sans AAR, l'opérateur applique la fiche « Dilution homogène » suite à la réponse positive au test « alarme « Ecart CB REN important présente » » et à la réponse négative au test « Alarme « AAR » présente ».

- Si la puissance est inférieure à la puissance d'AAR manuel, l'opérateur procède à l'AAR manuel puis est directement orienté vers la procédure « Borication en CI au MCP ».
- Si la puissance est supérieure au seuil d'AAR manuel, l'opérateur est orienté vers la procédure « Maintien en puissance – baisse de charge » au cours de laquelle l'opérateur baissera la puissance afin de procéder à un AAR manuel. L'opérateur est ensuite orienté vers la procédure « Borication CI » si N PZR < □ % ou vers la procédure « Passage en état de repli en CI » (PER CI) dans le cas contraire.

L'application de la fiche de dilution entraînera l'isolement de la dilution par la fermeture des vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge du RCV.

Dans les procédures « Borication en CI » et « Passage en Etat de repli en CI », l'opérateur effectue, si besoin, le basculement du RCV sur l'IRWST puis la mise en service des trains RBS. L'état final RRC-A est atteint.

### 4.4. RÉSULTATS

Pour le scénario de dilution issue du RCV hors REA<sub>eau</sub>, les résultats des calculs de MAR pour la chaîne de protection « Écart de Cb REN important » sont présentés au tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.4.](#) La MAR minimale est obtenue pour le cycle □ en DVX, □. Ce qui garantit le respect de la sous criticité à l'état final RRC-A.

Le tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.5](#) présente les concentrations en bore finales déterminées pour les calculs de MAR du tableau [TAB-19.1.3Fsm.1.4.](#) Le [TAB-19.1.3Fsm.1.6](#) présente les concentrations en bore correspondant au scénario de dilution issue du REA<sub>eau</sub>.

La concentration en bore calculée pour le cas de la dilution issue du REA<sub>eau</sub> reste toujours supérieure à celle déterminée pour le cas d'une dilution hors REA<sub>eau</sub>. Ceci s'explique par le caractère automatique de l'isolement de la source de dilution par l'activation du signal « Block dilution » (intervention rapide de l'isolement). Le cas de dilution issue du RCV hors REA<sub>eau</sub> est donc plus

pénalisant, ce qui garantit le respect de sous criticité à l'état final RRC-A pour le scénario de dilution issue du REA<sub>eau</sub>.

#### Atteinte de l'état final RRC-A

- La chaîne de protection « Prevent dilution » est efficace pour garantir l'absence de retour en criticité après un AAR. Pour les scénarios sans AAR, elle permet au réacteur de se stabiliser dans un état d'équilibre, à une puissance nucléaire maîtrisée.
- L'évacuation de la puissance est assurée par l'ARE s'il est disponible. Sinon, l'alimentation en eau des GV est assurée par 4 trains ASG, démarrés automatiquement sur signal « bas niveau GV (GL) MIN2p » : Il permet de rétablir l'inventaire en eau des GV et de garantir ainsi la disponibilité des GV pour l'évacuation de la puissance résiduelle. Une augmentation de la pression du secondaire suite au déclenchement de la turbine conduirait à la sollicitation du signal d'ouverture des VDA sur « Haute Pression GV MAX2 ». L'évacuation de la puissance résiduelle est donc garantie tout au long du transitoire.
- L'intégrité de la gaine du combustible est assurée par un arrêt automatique du réacteur qui peut être provoqué par l'un des signaux F1A du système de protection présentés au [§ 3.1.](#) ou manuellement par l'opérateur lors de l'isolement de la dilution.
- Pas de rejets radiologiques.

### **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre que, pour l'accident de dilution homogène isolable avec défaillance du signal de protection anti-dilution (états A1 et A2), les critères de sûreté relatifs au maintien de la sous-criticité du cœur, de l'évacuation de la puissance résiduelle et des rejets radioactifs sont respectés. L'état final RCC-A est atteint grâce aux dispositions RRC-A d'isolement de la dilution homogène isolable sur signaux « Écart de Cb REN important » et « Prevent dilution ».





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 11/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.1.1 DILUTION HOMOGENÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) PRINCIPALES HYPOTHÈSES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 12/22

**TAB-19.1.3FSM.1.2 DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) ÉPUISEMENT EN FONCTION  
DES CYCLES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 13/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.1.3 DILUTION HOMOGENÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) INCERTITUDES ET  
PÉNALITÉS POUR LES CALCULS DE MARGE D'ARRET**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 14/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.1.4 DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) MARGE À LA CRITICITÉ  
APRES AAR, INCERTITUDES ET PÉNALITÉS COMPRISES**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 15/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 16/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 17/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.1.5 DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A1 ET A2) CB FINALE (CHAÎNE DE  
PROTECTION « ECART CB REN IMPORTANT »)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 18/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 19/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

**TAB-19.1.3FSM.1.6 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE**  
**AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-**  
**DILUTION (ETATS A1 ET A2) CB FINALE (CHAINE DE**  
**PROTECTION « PREVENT DILUTION »)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 21/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.1

PAGE 22/22

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□


## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSM.2 DILUTION HOMOGENÈE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E)</b>	<b>3</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>3</b>
1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT	3
1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT	3
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>3</b>
2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT	3
2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE	4
<b>3. SCÉNARIOS</b>	<b>4</b>
3.1. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENÈE ISSUE DU RCV HORS REA <sub>EAU</sub>	4
3.2. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGENÈE ISSUE DU REA <sub>EAU</sub>	4
<b>4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>4</b>
4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS	5
4.2. CODES ET MODÉLISATION	5
4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES	5
4.3.1. ÉTAT INITIAL	5
4.3.2. ÉTAT FINAL	6
4.3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES FLUIDES	6
4.3.4. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX SYSTÈMES DE PROTECTION	6
4.4. RÉSULTATS	7
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>7</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.1.3FSM.2.1 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E) PRINCIPALES HYPOTHÈSES.....</b>	<b>8</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.2.2 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E) CONCENTRATIONS EN BORE MINIMALES REQUISES DANS LES ÉTATS D'ARRÊT .....</b>	<b>10</b>
<b>TAB-19.1.3FSM.2.3 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E) ÉCART <math>\Delta</math>CB (CHAÎNE DE PROTECTION « CB REN MESURÉE FAIBLE »).....</b>	<b>12</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.1.3FSM.2.1 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E) ÉVOLUTION DE L'ÉCART <math>\Delta</math>CB (CHAÎNE DE PROTECTION « CB REN MESURÉE FAIBLE ») EN FONCTION DE L'ÉPUISEMENT DANS LES ÉTATS C1 ET C2  .....</b>	<b>13</b>
---	-----------

## .19.1.3FSM.2 DILUTION HOMOGENÈE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ÉTATS A3 À E)

Sauf indication contraire, les concentrations en bore (Cb) présentées sont exprimées en ppm de bore naturel.

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

#### 1.1. DÉFINITION DE L'ACCIDENT

L'accident étudié dans le présent chapitre correspond à une dilution homogène isolable cumulée à une défaillance du signal anti-dilution (PAD) du système de protection (PS), dans les états d'arrêt (A3 à E).

La dilution homogène isolable est une diminution de la concentration en bore du fluide primaire due à une défaillance du circuit de contrôle chimique et volumétrique (RCV).

#### 1.2. CAUSES DE L'ACCIDENT

La dilution homogène isolable peut être due à une défaillance dans l'un des systèmes suivants :

- Défaillance dans le système de dégazage des effluents primaires,
- Défaillance dans le système de purification des effluents primaires,
- Défaillance dans le système de traitement des effluents primaires,
- Défaillance dans le système d'appoint en eau et en bore (REA).

Une brève description des scénarios de dilution est indiquée en section 15.2.2r. Ces scénarios constituent des scénarios typiques de dilution provenant d'une défaillance du RCV, conduisant aux débits de dilution maximaux.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT ET CRITÈRES D'ÉTUDE

#### 2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT

Pour toutes les conditions d'arrêt, les grappes d'arrêt et de régulation sont entièrement insérées. La dilution incontrôlée provoque un apport de réactivité qui, sans action de protection, entraînerait un retour incontrôlé aux conditions critiques.

L'évolution du transitoire pourrait conduire à des états transitoires, avec retour en puissance, pour lesquels les conditions de réactivité et les conditions thermohydrauliques (pression et température) ne seraient pas contrôlées. Une évacuation insuffisante de la puissance pourrait alors conduire à des rejets radioactifs.

Avant d'atteindre la criticité, l'alarme « Haut flux nucléaire (niveau source) » (F1A) est activée. Les opérateurs sont informés mais, conformément aux règles applicables aux actions de l'opérateur (voir paragraphe 2.5 du sous-chapitre 15.0), la démonstration de sûreté ne tient pas compte des actions manuelles durant un délai de 30 minutes après la première information significative.

La diminution de la concentration en bore du primaire entraîne l'atteinte du seuil de protection anti-dilution (PAD) « états d'arrêt standard », qui, lorsqu'il n'est pas défaillant, garantit l'isolement des principales sources de dilution intempestive du RCV par fermeture automatique et redondante des vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge. En outre, cette aspiration des pompes de charge est basculée vers l'IRWST, la ligne de charge principale du RCV est isolée, la ligne de décharge du RCV est également isolée si un signal de bas niveau pressuriseur est émis.

En cas de défaillance du signal PS d'anti-dilution, la dilution est détectée et isolée par les signaux diversifiés « Cb REN mesurée faible » et « Prevent dilution » combiné aux signaux « Low boron concentration » et « Block dilution ». Le premier signal initie les mêmes actions que le signal PS d'anti-dilution, les derniers signaux, constituant la chaîne « Prevent dilution », initient l'isolement du REA<sub>eau</sub> si le débit REA est supérieur à un seuil réglé à  $\square$  t/h de sorte à détecter des dilutions à débits élevés. Ces dispositions RRC-A garantissent le maintien de la sous-criticité tout au long du transitoire.

Le phénomène prédominant lors de ce transitoire accidentel est la diminution de la concentration en bore.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

Il doit être démontré que « l'état final pour les études RRC-A » peut être atteint (voir section 19.1.0), à savoir :

- Maintien de la sous criticité ;
- Évacuation de la puissance résiduelle par les systèmes primaire ou secondaire ;
- Limitation des rejets radioactifs à un niveau tolérable.

## **3. SCÉNARIOS**

Selon les règles d'études RRC-A, il n'est pas postulé d'aggravant ou de maintenance préventive.

### **3.1. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGÈNE ISSUE DU RCV HORS REA<sub>EAU</sub>**

L'initiateur correspond à une dilution homogène initiée par le RCV à un débit maximal de  $\square$  t/h qui entraîne une baisse de la concentration en bore du circuit primaire.

La perte du signal PS d'anti-dilution est cumulée à cet accident.

La détection et l'isolement de la dilution interviennent sur signal « Cb REN mesurée faible ». Ce signal de protection entraîne les mêmes actions que celles de la protection anti-dilution : fermeture automatique et redondante des vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge, basculement de cette dernière vers l'IRWST, isolement de la ligne de charge principale du RCV, isolement de la ligne de décharge du RCV si un signal de bas niveau pressuriseur est émis.

### **3.2. SCÉNARIO DE DILUTION HOMOGÈNE ISSUE DU REA<sub>EAU</sub>**

L'initiateur correspond à une dilution homogène initiée par le REA<sub>eau</sub> à un débit maximal de  $\square$  t/h qui entraîne une baisse de la concentration en bore du circuit primaire.

La perte du signal PS d'anti-dilution est cumulée à cet accident.

La détection de la dilution intervient sur signal « Prevent dilution » associé à l'activation du signal « Low boron concentration » lorsque le débit du REA est supérieur un seuil réglé à  $\square$  t/h de sorte à détecter des dilutions à débits élevés. Ces deux signaux activent le signal « Block dilution » qui commande alors l'isolement automatique du REA<sub>eau</sub>.

## **4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Les [§ 4.1.](#), [§ 4.2.](#), [§ 4.3.](#) qui suivent se rapportent uniquement à la démonstration du respect du maintien de la sous-criticité, traités explicitement par calcul ; l'analyse de l'atteinte de l'état final RRC-A (rejets radioactifs et évacuation de la puissance résiduelle) est traitée par argumentaire et reportée directement au [§ 4.4.](#).

L'analyse relative au respect de la sous-criticité du cœur est basée sur des calculs statiques permettant :



- De dimensionner les deux seuils de la protection « Cb REN mesurée faible » (le premier dédié aux états d'arrêt standard avec au moins un GMPP en service, soient A3 à C2, le second dédié aux états d'arrêt standard GMPP à l'arrêt, soient C3 à E) de manière à isoler la dilution et ainsi assurer la sous-criticité tout au long du transitoire ;
- De vérifier que le délai d'action de la chaîne « Prevent dilution » permet d'assurer la sous-criticité jusqu'à l'isolement de la dilution.

Une étude paramétrique est réalisée afin de calculer la concentration en bore critique (intégrant des incertitudes et pénalités) dans les états d'arrêt standard étudiés. Cette valeur est ensuite augmentée du délai d'action de la chaîne de protection « Cb REN mesurée faible » afin de la comparer à la valeur de concentration en bore minimale requise. L'écart minimal entre la concentration en bore minimale requise et la concentration en bore critique ainsi pénalisée permet de dimensionner les seuils de protection de cette chaîne dont les actions de protection interviennent lorsque l'écart à la valeur de concentration en bore requise devient élevé.

Par ailleurs, pour valider l'efficacité de la chaîne de protection « Prevent dilution » dont les seuils sont basés sur la concentration en bore minimale requise, la baisse de concentration en bore durant le délai d'action de cette chaîne de protection est comparée à l'écart minimal entre la concentration en bore minimale requise et la concentration en bore critique pénalisée des incertitudes et pénalités.

#### **4.1. PARAMÈTRES DOMINANTS**

Les paramètres dominants vis-à-vis du maintien de la sous-criticité sont les suivants :

- Concentration en bore requise (concentration en bore primaire initiale),
- Seuil des chaînes de protection diversifiée,
- Délai d'action des chaînes de protection diversifiée,
- Débit de dilution,
- Masse primaire à diluer,
- Volume de balayage correspondant au volume d'eau présent dans le RCV et balayé au moment du basculement de l'aspiration des pompes de charge RCV vers l'IRWST sur signal « Cb REN mesurée faible ».

#### **4.2. CODES ET MODÉLISATION**

□

#### **4.3. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

L'ensemble des hypothèses de l'étude est détaillé ci-après et synthétisé aux tableaux [TAB-19.1.3Fsm.2.1](#) et [TAB-19.1.3Fsm.2.2](#).

Les paramètres dominants vis-à-vis du maintien de la sous-criticité sont pénalisés tel que décrit dans les paragraphes ci-dessous.

##### **4.3.1. État initial**

L'accident est initié en états d'arrêt standard A3 à E.

L'ensemble des dix cycles de la première gestion FA3 est étudié. Les trois épuisements (BU) DDV, MDV et FDV sont retenus pour l'analyse de tous ces cycles.

Une sensibilité à l'épuisement est réalisée pour les trois cycles pénalisants vis-à-vis du dimensionnement du seuil de la chaîne de protection « Cb REN mesurée faible ».

La concentration en bore primaire initiale est la concentration en bore requise pour l'état d'arrêt standard considéré. Elles sont données au tableau [TAB-19.1.3Fsm.2.2](#) pour l'ensemble des dix cycles de la première gestion FA3 et les trois BU étudiés.

#### 4.3.2. État final

L'état final est caractérisé par une concentration en bore critique calculée à puissance nulle, en configuration TGI et sans Xénon. Pour couvrir l'ensemble des états A3 à E, deux groupes de conditions thermohydrauliques sont étudiées, il s'agit de :

- conditions enveloppes des états A3 et B ;
- conditions enveloppes des états C à E.

La concentration en bore critique ainsi calculée est affectée des incertitudes et pénalités précisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.2.1](#)  :

#### 4.3.3. Hypothèses relatives aux systèmes fluides

Le volume primaire à diluer est de manière pénalisante un volume minoré égal à :

- m<sup>3</sup> dans les états A3 à C2, de manière cohérente avec la valeur retenue pour l'étude de la section 15.2.2r (le pressuriseur, la ligne d'expansion du pressuriseur et le volume mort sous le couvercle de la cuve primaire sont exclus de ce volume) ;
- m<sup>3</sup> dans les états C3 à E, de manière cohérente avec la valeur retenue pour l'étude de la section 15.2.4p (volume primaire brassé au niveau  $\frac{3}{4}$  boucle).

Le volume de balayage correspond au volume d'eau présent dans le RCV et balayé au moment du basculement de l'aspiration des pompes de charge RCV vers l'IRWST sur signal « Cb REN mesurée faible », c'est-à-dire le volume compris entre les vannes d'isolement de l'aspiration des pompes de charge RCV vers l'IRWST et l'injection aux joints des pompes primaires, il vaut  m<sup>3</sup>.

#### 4.3.4. Hypothèses relatives aux systèmes de protection

##### **4.3.4.1. Chaîne de protection « Cb REN mesurée faible »**

Le signal « Cb REN mesurée faible » classé F2 intervient en cas de dilution homogène isolable. Il est efficace jusqu'à un débit de dilution maximal égal à  t/h.

Les seuils de protection sont réglés de sorte à détecter un écart ( $\Delta Cb$ ) à la concentration en bore minimale requise  :

Les caractéristiques associées à cette chaîne de protection sont précisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.2.1](#).

##### **4.3.4.2. Chaîne de protection « Prevent dilution »**

Les signaux « Prevent dilution », « Low boron concentration » et « Block dilution » classés F2 interviennent en cas de dilution homogène isolable issue du REA<sub>eau</sub>. Ils sont efficaces jusqu'à un débit de dilution maximal égal à  t/h.

Le signal « Prevent dilution » étant activé dans les états d'arrêt standard, le débit injecté par le REA est comparé à un seuil réglé à  $\square$  t/h de sorte à détecter des dilutions à débits élevés.

Les caractéristiques associées à cette chaîne de protection sont précisées au tableau [TAB-19.1.3Fsm.2.1](#).

#### **4.4. RÉSULTATS**

##### Maintien de la sous-criticité

D'après les résultats en termes d'écart  $\Delta Cb$  pour la chaîne de protection « Cb REN mesurée faible » présentés au tableau [TAB-19.1.3Fsm.2.3](#), les états C1 et C2 et les cycles  $\square$  sont pénalisants. La sensibilité plus fine à l'épuisement montre que l'écart  $\Delta Cb$  minimal est obtenu pour le cycle  $\square$  (voir figure [FIG-19.1.3Fsm.2.1](#)).

Ainsi, les valeurs retenues pour dimensionner les seuils de la chaîne de protection « Cb REN mesurée faible » sont :

- $\square$  ppm pour les états d'arrêt standard avec au moins un GMPP en service, soient A3 à C2 ;
- $\square$  ppm pour les états d'arrêt standard GMPP à l'arrêt, soient C3 à E.

Par ailleurs, l'écart minimal entre la concentration en bore minimale requise et la concentration en bore critique pénalisée des incertitudes et pénalités est de l'ordre de  $\square$  ppm tandis que la baisse de concentration en bore durant le délai d'action de la chaîne de protection « Prevent dilution » est de l'ordre de  $\square$  ppm. La chaîne de protection « Prevent dilution » est donc bien suffisamment efficace pour garantir l'absence de retour en criticité.

Le maintien de la sous-criticité est donc assuré tout au long du transitoire et quels que soient les états standard A3 à E considérés.

##### Atteinte de l'état final RRC-A

La sous-criticité du cœur étant assurée tout au long du transitoire, la puissance évacuée est alors inchangée par rapport à l'état initial et correspond à la puissance résiduelle. Aucun rejet radioactif n'est produit. L'état final RCC-A est atteint.

#### **5. CONCLUSION**

La présente analyse démontre que, pour l'accident de dilution homogène isolable avec défaillance du signal de protection d'anti-dilution (états A3 à E), les critères de sûreté relatifs au maintien de la sous-criticité du cœur, de l'évacuation de la puissance résiduelle et des rejets radioactifs sont respectés. L'état final RCC-A est atteint grâce aux dispositions RRC-A d'isolement de la dilution homogène isolable sur signaux « Cb REN mesurée faible » et « Prevent dilution » combiné aux signaux « Low boron concentration » et « Block dilution ».



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.2

PAGE 8/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.2.1 DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE  
AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ÉTATS A3 À E) PRINCIPALES HYPOTHÈSES**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.2

PAGE 9/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.2

PAGE 10/13

**TAB-19.1.3FSM.2.2 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE  
AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-  
DILUTION (ETATS A3 A E) CONCENTRATIONS EN BORE  
MINIMALES REQUISES DANS LES ETATS D'ARRÊT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.2

PAGE 11/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSM.2

PAGE 12/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSM.2.3 DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE**  
**AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-**  
**DILUTION (ÉTATS A3 À E) ÉCART  $\Delta$ CB (CHAÎNE DE**  
**PROTECTION « CB REN MESURÉE FAIBLE »)**

□



**FIG-19.1.3FSM.2.1 DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DEFAILLANCE DU SIGNAL DE PROTECTION D'ANTI-DILUTION (ETATS A3 A E) EVOLUTION DE L'ECART ΔCB (CHAÎNE DE PROTECTION « CB REN MESURÉE FAIBLE ») EN FONCTION DE L'EPUISEMENT DANS LES ETATS C1 ET C2** □

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSN PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION PAR MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ EN ÉTAT F . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0. SÉQUENCES COUVERTES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. PRINCIPES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5. MDTG 24 H EN ÉTAT F . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5.2. DÉLAIS LIMITES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5.3. TRANSITOIRE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5.4. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>4</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSN

PAGE 2/5

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TABLEAUX :**

**TAB-19.1.3FSN.1 MDTG 24 H EN ÉTAT F ..... 5**

## .19.1.3FSN PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION PAR MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ EN ÉTAT F

### 0. SÉQUENCES COUVERTES

La condition de fonctionnement étudiée dans ce chapitre prend en compte la diversification technologique de la 3<sup>ème</sup> file PTR par rapport aux deux trains principaux ainsi que la diversification de la source froide RRI/SEC par le SRU et couvre la séquence élémentaire de perte des deux trains principaux du système PTR suite à un Manque De Tension Généralisé.

**Nota :** La situation de MDTG dans les états A à E est présentée dans la section 19.1.3Fsp "Perte totale du refroidissement de la piscine de désactivation en situation de MDTG en état A à F" dans la mesure où la 3<sup>ème</sup> file PTR n'est pas valorisée dans ces états.

### 1. INTRODUCTION

Le circuit de refroidissement est constitué de 3 trains de refroidissement indépendants :

- Les deux trains principaux du PTR, classés F1B, sont conçus pour évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en fonctionnement normal (PCC-1) et en situation PCC-2 à PCC-4. Chacun des deux trains principaux PTR est composé de deux pompes PTR en parallèle, [ ] , et d'un échangeur de chaleur. Chaque échangeur de chaleur peut être refroidi par [ ] trains RRI via un collecteur commun.
- Un train supplémentaire appelé 3<sup>ème</sup> train PTR, classé F2, composé d'une pompe et d'un échangeur de chaleur — et dont la file de refroidissement est assurée par les systèmes SRU et EVU intermédiaire — est installé afin d'évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en phase de maintenance ou en situation RRC-A.

En cas de manque de tension électrique généralisé (MDTG), [ ] .

### 2. PRINCIPES D'ÉTUDE

Les règles d'analyse applicables aux études d'accidents du domaine RRC-A sont décrites dans la section 19.1.0.

### 3. CRITÈRES D'ÉTUDE

Pour les scénarios concernant la piscine de désactivation du combustible, le critère à respecter est le non-découvrement du combustible.

Deux niveaux sont remarquables en piscine de désactivation :

- Le haut d'un assemblage combustible en cours de manutention ([ ] m) ;
- Le haut d'un assemblage dans le râtelier de stockage du combustible en eau ([ ] m).

Le critère d'acceptabilité retenu est un niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([ ] m).

Dans ce chapitre, un critère supplémentaire est considéré, il s'agit de la non atteinte de l'ébullition de la piscine de désactivation.

#### 4. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE

□

#### 5. MDTG 24 H EN ÉTAT F

##### 5.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE

□

##### 5.2. DÉLAIS LIMITES

□

##### 5.3. TRANSITOIRE

□

##### 5.4. CONCLUSION

En cas de MDTG en état F, les □ trains principaux du PTR sont perdus. La mise en service de la □ file PTR secourue par un diesel d'ultime secours avant □ h □ permet d'éviter l'entrée en ébullition de la piscine combustible et a fortiori le découverture des assemblages combustible. Le critère d'acceptabilité est donc respecté.

Les dispositions RRC-A valorisées au cours du transitoire sont :

- La mise en service de la □ file PTR et de sa chaîne de refroidissement par l'opérateur.
- La mise en service □ des diesels d'ultime secours.

Aucun appoint à la piscine de désactivation n'est nécessaire pour la gestion de ce transitoire.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSN

PAGE 5/5

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSN.1 MDTG 24 H EN ÉTAT F**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSO.1 PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION DANS LES ÉTATS A À F, NOTAMMENT PAR PERTE DE LA STATION DE POMPAGE</b>	<b>3</b>
<b>0. SÉQUENCES COUVERTES</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION</b>	<b>3</b>
<b>2. PRINCIPES D'ÉTUDE</b>	<b>4</b>
<b>3. CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>4</b>
<b>4. SITUATION DE PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR, NOTAMMENT PAR LA PERTE DE LA STATION DE POMPAGE (ÉTATS A À E)</b>	<b>4</b>
<b>4.1. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR EN ÉTATS A À D</b>	<b>4</b>
<b>4.1.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE</b>	<b>4</b>
<b>4.1.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE</b>	<b>5</b>
<b>4.1.3. DÉLAIS LIMITES</b>	<b>5</b>
<b>4.1.4. ETUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>4.1.5. CONCLUSION</b>	<b>6</b>
<b>4.2. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR EN ÉTAT E</b>	<b>6</b>
<b>4.2.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE</b>	<b>6</b>
<b>4.2.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE</b>	<b>7</b>
<b>4.2.3. DÉLAIS LIMITES</b>	<b>7</b>
<b>4.2.4. ETUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>7</b>
<b>4.2.5. CONCLUSION</b>	<b>8</b>
<b>5. SITUATION DE PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR, NOTAMMENT PAR LA PERTE DE LA STATION DE POMPAGE (ÉTAT F)</b>	<b>9</b>
<b>5.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE</b>	<b>9</b>
<b>5.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE</b>	<b>9</b>
<b>5.3. DÉLAIS LIMITES</b>	<b>9</b>
<b>5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT</b>	<b>9</b>
<b>5.5. CONCLUSION</b>	<b>10</b>



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSO.1

PAGE 2/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TABLEAUX :

<b>TAB-19.1.3FSO.1.1</b>	<b>PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN ÉTATS A À D .....</b>	<b>11</b>
<b>TAB-19.1.3FSO.1.2</b>	<b>PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN ÉTAT E .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.1.3FSO.1.3</b>	<b>PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN ÉTAT F .....</b>	<b>13</b>



## .19.1.3FSO.1 PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTEME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DESACTIVATION DANS LES ETATS A À F, NOTAMMENT PAR PERTE DE LA STATION DE POMPAGE

### 0. SEQUENCES COUVERTES

La condition de fonctionnement étudiée dans ce chapitre couvre les séquences élémentaires suivantes :

- Perte des deux trains principaux PTR par perte des deux communs RRI en états A à F ;
- Perte des deux trains principaux PTR par perte intrinsèque PTR en états A à F ;
- Perte des deux trains principaux PTR par perte de la Station de Pompage en états A à F ;
- Perte des deux trains principaux PTR suite à la perte d'un commun RRI en état F.

Dans le cadre de la démarche RRC-A, ces séquences élémentaires ont fait l'objet d'évaluations probabilistes sur une durée de 24h.

La situation de perte de la source froide (par perte des deux communs RRI ou perte de la station de pompage) affecte l'ensemble de la tranche, en particulier les bâtiments BR et BK qui peuvent contenir des assemblages combustibles.

Conformément aux exigences des Directives Techniques relatives à l'étude des transitoires liés à la perte de la Station de Pompage, la condition de fonctionnement est ici étudiée à long terme sur une durée de 100h. En particulier, la possibilité de ramener la chaudière dans un état final est étudiée sur une durée de 100 h dans le transitoire suivant :

- 19.1.3Fsk.1 Perte de la source froide ultime 100 h (état A).

Par ailleurs, la possibilité de ramener la chaudière dans un état final est étudiée sur les 24 premières heures dans les états A à E dans les transitoires suivants :

- 19.1.3Fse.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A),
- 19.1.3Fsj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en état Cb2, Cb3, D et E.

Afin de couvrir les conséquences relatives à la perte de refroidissement de la piscine de désactivation de l'ensemble de ces transitoires, le scénario de Perte des deux trains principaux PTR est étudié dans les états A à F sur une durée de 100 h, en prenant en considération la gestion prioritaire de la chaudière.

### 1. INTRODUCTION

Le circuit de refroidissement est constitué de 3 trains de refroidissement indépendants :

- Deux trains principaux PTR, classés F1B, conçus pour évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en fonctionnement normal (PCC-1) et en situation incidentelle PCC-2 à PCC-4.
- Une troisième file PTR, classée F2 et refroidie par le système diversifié EVUi/SRU, conçue pour évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en phase de maintenance d'un train principal PTR ou en situation RRC-A.



Pour les états primaire fermé ou refermable (états A à Cb1), les transitoires de perte source froide (perte de la station de pompage, perte intrinsèque du système RRI/SEC) peuvent se décomposer en deux familles :

- Les transitoires où le circuit primaire reste intègre et
- Les transitoires où une brèche apparaît sur le circuit primaire.

□

## **2. PRINCIPES D'ÉTUDE**

Les règles d'analyse applicables aux études d'accidents du domaine RRC-A sont décrites dans la section 19.1.0.

## **3. CRITÈRES D'ÉTUDE**

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous.

L'étude RRC-A affectant la piscine de désactivation du bâtiment combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement est menée jusqu'à l'atteinte de l'état final caractérisé par les éléments suivants :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Pour les scénarios concernant la piscine de désactivation du combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement, le critère à respecter est le non-découvrement du combustible. Deux niveaux sont considérés :

- Le haut d'un assemblage dans le râtelier d'entreposage (hors assemblage en cours de manutention) (□ m).
- Le haut d'un assemblage combustible en cours de manutention (□ m).

Le critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A est un niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention (□ m).

## **4. SITUATION DE PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR, NOTAMMENT PAR LA PERTE DE LA STATION DE POMPAGE (ÉTATS A À E)**

### **4.1. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR EN ÉTATS A À D**

#### **4.1.1. Hypothèses d'étude**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de □°C (□) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle est calculée pour une gestion □ avec une puissance thermique enveloppe de □ MW et en prenant en compte une incertitude de □ σ. La valeur retenue pour les états A à D est de □ MW. Cette hypothèse est □.

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial (□ m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial (□ m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation

( ) m<sup>2</sup>) sont minimisées pour rester conservatif par rapport au risque de découverture des assemblages combustible.

#### **4.1.2. Cohérence avec la gestion chaudière**

En cas de perte totale de la source froide menant à une brèche du circuit primaire, la gestion des scénarios BR suivants peut requérir la mise en service des deux trains principaux EVU :

- 19.1.3Fsk.1 Perte de la source froide ultime 100 h (état A),
- 19.1.3Fsj.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement en état Cb2, Cb3, D et E,
- 19.1.3Fse.1 Perte totale de la chaîne de refroidissement conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A).

Par conséquent, on considère pour les transitoires de perte des deux trains principaux PTR en états A à D, que la troisième file PTR n'est pas disponible.

#### **4.1.3. Délais limites**

Pour ce scénario accidentel, tous les moyens de refroidissement normalement utilisés, c'est-à-dire les deux trains principaux PTR, sont perdus dès le début de l'accident. De ce fait, après l'événement initiateur, la piscine de désactivation est directement chauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine de désactivation débute ( ) h ( ).

( ) Le délai de grâce avant dépassement du critère d'acceptabilité est donc de ( ) h, ce qui est inférieur à la durée du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais limites obtenus sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fso.1.1](#).

#### **4.1.4. Etude de l'accident**

Suite à la perte de la source froide, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus.

La température moyenne de l'eau de la piscine de désactivation commence à croître et atteindra, en l'absence de toute action, 100°C, donc l'ébullition en ( ) h.

( )

Le niveau d'eau de la piscine de désactivation diminue du fait de l'évaporation et ( ) la piscine atteint le niveau de ( ) m, critère d'acceptabilité de l'étude (voir [§ 3](#)).

( )

Un appoint à la piscine de désactivation par le système JAC/JPI est valorisé afin d'empêcher le découverture d'assemblage combustible entreposé ou en cours de manutention. Cet appoint doit être mis en service au plus tard ( ) h après l'initiateur. L'action de lignage de l'appoint JAC est réalisée au plus tôt en ( ) h et est demandée de façon précoce afin d'éviter l'intervention des opérateurs en environnement dégradé.

Cet appoint de secours JAC/JPI ( ) permet de compenser la vaporisation de l'eau de la piscine de désactivation par ébullition pendant toute la durée du scénario accidentel et a fortiori d'éviter le découverture des assemblages combustible.

( ) Le volume de la bache JAC ainsi que le débit de ( ) m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition durant toute la durée du transitoire.

De plus, le confinement du hall piscine et l'ouverture de l'exutoire DWK permettent respectivement d'éviter une dispersion de la vapeur vers les autres bâtiments et la pressurisation du bâtiment combustible.

A la récupération de la chaîne de refroidissement RRI/SEC (récupération de la source froide), supposée intervenir au plus tard 100 h après l'initiateur, le refroidissement de la piscine de désactivation peut être restauré. Le volume de m<sup>3</sup> de la bache du système JAC ainsi que le débit d'appoint de m<sup>3</sup>/h du système JAC/JPI sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement avec un train PTR principal assurant le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80 °C.

#### **4.1.5. Conclusion**

En cas de perte de la source froide en états A à D, la priorisation de la gestion chaudière peut impliquer l'entrée en ébullition de l'eau de la piscine de désactivation.

Toutefois, les procédures de conduite demandent la mise en service de la troisième file PTR (garantissant l'absence d'ébullition de la piscine de désactivation) tant que les conditions côté BR le permettent. L'ébullition de la piscine pourra être évitée en fonction de l'évolution des paramètres de pression et température dans le BR.

En cas d'ébullition de la piscine de désactivation, la mise en service de l'appoint par le système JAC/JPI permet d'éviter le découverture des assemblages combustibles jusqu'à la récupération de la source froide, au plus tard 100 h après l'initiateur. A la récupération de la source froide, un train principal PTR est redémarré, ce qui assure le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80°C sur le long terme.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de « l'état final RRC-A » :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention (m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- Mise en service de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation ;
- Confinement du hall de manutention combustible ;
- Ouverture de l'exutoire du hall piscine BK.

A la récupération de la chaîne de refroidissement RRI/SEC (récupération de la source froide), le refroidissement de la piscine de désactivation est restauré. Le volume et le débit d'appoint sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.

## **4.2. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR EN ÉTAT E**

### **4.2.1. Hypothèses d'étude**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de °C ( ) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle en piscine de désactivation est calculée pour une gestion enveloppe, avec une puissance thermique enveloppe de MW et en prenant en compte une incertitude de  $\sigma$ . La

valeur retenue pour la puissance résiduelle maximale en piscine de désactivation en état E est de [ ] MW.

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial ([ ] m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial ([ ] m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation ([ ] m<sup>2</sup>) sont minimisées pour rester conservatif par rapport au risque de découverture des assemblages combustible.

#### **4.2.2. Cohérence avec la gestion chaudière**

En cas de perte totale de la chaîne de refroidissement ou de la station de pompage, le SRU assure le refroidissement de l'EVUi. Le système EVUi train 1 peut refroidir soit l'EVU principal train 1 (gestion chaudière), soit la troisième file PTR (gestion piscine) [ ].

[ ]

Par ailleurs, afin de se prémunir du risque d'effet piston entre les piscines du bâtiment réacteur et du bâtiment combustible du fait de la montée en pression de l'enceinte après atteinte de l'ébullition dans la piscine BR, la fermeture de la vanne du tube de transfert est réalisée [ ] au début du transitoire (cet effet piston peut entraîner d'une part le dénoyage de l'élément combustible en cours de manutention ainsi qu'une perte d'eau irréversible du BR vers le BK).

#### **4.2.3. Délais limites**

Pour cet accident, tous les moyens de refroidissement normalement utilisés, c'est-à-dire les deux trains principaux PTR, sont perdus dès le début de l'accident. De ce fait, après l'événement initiateur, la piscine de désactivation est directement chauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine de désactivation débute [ ]h[ ] après la perte du refroidissement de la piscine.

[ ] Le délai de grâce avant dépassement du critère d'acceptabilité est donc de [ ]h[ ], ce qui est inférieur à la durée du transitoire. Sans aucune action opérateur, le critère d'acceptabilité est dépassé avant la fin du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais limites obtenus sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fso.1.2](#).

#### **4.2.4. Etude de l'accident**

Suite à la perte de la source froide, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus. La température moyenne de l'eau du PTR commence à croître et atteindra, en l'absence de toute action, 100°C, donc l'ébullition après [ ]h[ ].

La fermeture [ ] de la vanne d'isolement du tube de transfert permet de découpler la gestion de la piscine de désactivation de celle de la piscine du bâtiment réacteur et éviter un effet piston entre le BR et le BK.

En état E, l'évacuation de la puissance résiduelle présente dans la piscine de désactivation est assurée à court terme par la mise en service de la troisième file PTR (refroidie par le train EVUi train 1).

Lors du transitoire de perte de la station de pompage, le SRU est ligné sur sa diversification pour que la prise d'eau se fasse sur l'ouvrage de rejet. Ce lignage requiert des actions [ ] qui sont réalisées [ ] dans un délai qui reste inférieur à celui de l'apparition de l'ébullition à [ ]h[ ].

Le délai de démarrage de la troisième file PTR est donc inférieur au délai d'entrée en ébullition de la piscine et a fortiori au délai avant découverture des assemblages.

A long terme, la troisième file PTR est arrêtée [1]. La température moyenne de l'eau de la piscine de désactivation recommence alors à croître pour finalement atteindre l'ébullition.

Le niveau d'eau de la piscine de désactivation diminue du fait de l'évaporation et [1]h[1] après le début de l'ébullition, la piscine atteint le niveau de [1] m, critère d'acceptabilité de l'étude (voir § 3.).

Un appoint par le système JAC/JPI est valorisé afin d'empêcher le découvrage d'un assemblage combustible. Cet appoint doit être mis en service au plus tard [1]h[1] après l'initiateur (l'action de lignage de l'appoint JAC est réalisée [1] et est demandée de façon précoce afin d'éviter l'intervention des opérateurs en environnement dégradé).

Cet appoint de secours JAC/JPI ([1]) permet de compenser la vaporisation de l'eau de la piscine de désactivation par ébullition pendant toute la durée du scénario accidentel et a fortiori d'éviter le découvrage des assemblages combustibles.

[1] Le volume de la bache JAC ainsi que le débit de [1] m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition durant toute la durée du transitoire.

De plus, le confinement du hall piscine et l'ouverture de l'exutoire DWK permettent respectivement d'éviter une dispersion de la vapeur vers les autres bâtiments et la pressurisation du bâtiment combustible.

A la récupération de la chaîne de refroidissement RRI/SEC (récupération de la source froide), supposée intervenir au plus tard 100 h après l'initiateur, le refroidissement de la piscine de désactivation peut être restauré. [1] Afin de garantir le redémarrage du système PTR lorsque la piscine BK est en ébullition, l'opérateur ligne la deuxième bache JAC sur le système d'appoint à la piscine BK [1].

Au final, le volume et le débit d'appoint du système JAC/JPI sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement avec un train PTR principal assurant le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80 °C[1].

#### **4.2.5. Conclusion**

En cas de perte de la source froide en état E menant à une brèche du circuit primaire, la priorisation de la gestion chaudière peut impliquer l'entrée en ébullition de l'eau de la piscine de désactivation.

La valorisation de la troisième file PTR et l'isolement de la vanne du tube de transfert permettent d'éviter le découvrage des assemblages combustibles à court terme. [1] La mise en service de l'appoint à la piscine de désactivation par le système JAC/JPI permet d'éviter le découvrage des assemblages combustibles jusqu'à la récupération de la source froide normale à 100 h. A la récupération de la source froide, un train principal PTR est redémarré, ce qui assure le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80°C sur le long terme [1].

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte de la source froide 100 h en état E conduisant à la perte des 2 trains principaux du PTR et à la non disponibilité de la troisième file PTR sur le long terme au profit d'une gestion chaudière :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustibles,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([1] m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- L'isolement de la vanne du tube de transfert ;
- La mise en service de la troisième file PTR et de sa chaîne de refroidissement par l'opérateur ;
- La mise en service  $\square$  de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation ;
- Confinement du hall de manutention combustible ;
- Ouverture de l'exutoire du hall piscine BK.

A la récupération de la chaîne de refroidissement RRI/SEC (récupération de la source froide), le refroidissement de la piscine de désactivation est restauré. Le volume et le débit d'appoint sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.

## **5. SITUATION DE PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX PTR, NOTAMMENT PAR LA PERTE DE LA STATION DE POMPAGE (ÉTAT F)**

### **5.1. HYPOTHÈSES D'ÉTUDE**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de  $\square$  °C ( $\square$ ) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle en piscine de désactivation est calculée pour une gestion  $\square$  enveloppe avec une puissance thermique enveloppe de  $\square$  MW et en prenant en compte une incertitude de  $\square$   $\sigma$ . La valeur retenue pour l'état F est de  $\square$  MW.

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial ( $\square$  m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial ( $\square$  m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation ( $\square$  m<sup>2</sup>) sont minimisées pour rester conservatif par rapport au risque de découverture des assemblages combustible.

### **5.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE**

En état F, le cœur est totalement déchargé dans la piscine de désactivation et la question de la gestion chaudière ne se pose pas.

### **5.3. DÉLAIS LIMITES**

Pour cet accident, tous les moyens de refroidissement normalement utilisés, c'est-à-dire les deux trains principaux PTR, sont perdus dès le début de l'accident. De ce fait, après l'événement initiateur, la piscine de désactivation est directement chauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine de désactivation débute  $\square$ h $\square$  après la perte du refroidissement de la piscine.

$\square$  Le délai de grâce avant dépassement du critère d'acceptabilité  $\square$  est inférieur à la durée du transitoire. Sans aucune action, le critère d'acceptabilité est dépassé avant la fin du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais limites obtenus sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fso.1.3](#).

### **5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Au début du transitoire, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus, suite à la perte de la source froide. La température moyenne de l'eau du PTR commence à croître et atteindra, en l'absence de toute action, 100°C, donc l'ébullition après  $\square$ h $\square$ .

Lors du transitoire de perte de la station de pompage, [ ] qui sont réalisées au plus tôt en [ ] h mais dans un délai qui reste inférieur à celui de l'apparition de l'ébullition après [ ]h[ ].

Le délai de démarrage de la troisième file PTR est donc inférieur au délai d'entrée en ébullition de la piscine et a fortiori au délai avant découverture des assemblages.

Suite à la mise en service de la troisième file PTR, la température moyenne se stabilise à une valeur de [ ]°C (cette température est obtenue en prenant en compte une température enveloppe du SRU de [ ]°C en état F, correspondant à la température maximale dans l'ouvrage de rejet en cas de perte de la station de pompage). En état F, on évite donc l'ébullition de la piscine de désactivation.

### **5.5. CONCLUSION**

En cas de perte de la source froide en état F, tout le combustible est dans le bâtiment combustible et la mise en service de la troisième file PTR avant [ ]h[ ] permet d'éviter l'entrée en ébullition de la piscine de désactivation.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de perte de la source froide en état F conduisant à la perte des 2 trains principaux du PTR :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([ ] m)) est assuré grâce à la disposition RRC-A suivante : mise en service de la troisième file PTR et de sa chaîne de refroidissement par l'opérateur.





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSO.1

PAGE 11/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSO.1.1 PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN**  
**ÉTATS A À D**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSO.1

PAGE 12/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSO.1.2 PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN  
ÉTAT E**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSO.1

PAGE 13/13

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSO.1.3 PERTE DE LA SOURCE FROIDE EN**  
**ÉTAT F**

□

## SOMMAIRE

### **.19.1.3FSO.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES**

#### **LONG TERME VIS-À-VIS DU COMBUSTIBLE EN PISCINE DE**

**DÉSACTIVATION (ÉTATS A À F) . . . . . 2**

**1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . . 2**

**2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT . . . . . 2**

**3. CRITÈRES D'ÉTUDE . . . . . 2**

**4. AUTONOMIE DES SYSTÈMES NÉCESSAIRES AU MAINTIEN DE L'ÉTAT  
SÛR . . . . . 3**

**4.1. DIESELS PRINCIPAUX . . . . . 3**

**4.2. AIR DE RÉGULATION . . . . . 3**

**5. CONCLUSION . . . . . 3**

## .19.1.3FSO.2 PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME VIS-À-VIS DU COMBUSTIBLE EN PISCINE DE DÉSACTIVATION (ÉTATS A À F)

### 1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT

Les événements initiateurs qui pourraient conduire à une perte des alimentations électriques externes sur une longue durée (supérieure à 24 h) ont été analysés. Certaines agressions externes peuvent conduire à la perte des alimentations électriques externes (cf. sous-chapitre 3.3), il s'agit des agressions suivantes :

- Le séisme.
- L'explosion externe.
- Des vents violents et projectiles générés par le vent.

La durée maximale de perte des alimentations électriques externes est de 15 jours, durée enveloppe postulée pour une situation de séisme.

### 2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT

Vis-à-vis du combustible en piscine de désactivation, la séquence de l'accident est couverte sur les 24 premières heures :

- Pour les états réacteurs A à D, par le scénario décrit dans le chapitre 15.2.3r : « Perte des alimentations électriques externes d'une durée supérieure à 2h, aspect refroidissement de la piscine BK, en état A » ;
- Pour l'état E, par le scénario décrit dans le chapitre 15.2.4q : « Brèche isolable sur le système RIS en mode RA ( $\leq$  DN 250) à l'intérieur ou à l'extérieur de l'enceinte (états C, D et E) » ;
- Pour l'état F, par le scénario décrit dans le chapitre 15.2.3s : « Perte d'un train de refroidissement PTR ou d'un système support du PTR (état F) ».

Dans ces scénarios, l'état sûr est assuré par le refroidissement de la piscine combustible via un train de refroidissement de la chaîne PTR/RR/SEC secourue par les diesels principaux.

Dans le présent chapitre, on suppose que la situation de perte électrique se prolonge au-delà de 24h, elle est postulée durer 15 jours. On s'intéresse donc ici aux moyens nécessaires pour garantir le maintien de l'état sûr.

### 3. CRITÈRES D'ÉTUDE

Dans les situations PCC de perte des alimentations électriques externes, il est démontré le non dépassement de la température moyenne de l'eau de 80° C dans la piscine de désactivation. Le respect de ce critère de découplage permet ainsi de respecter le critère de non-découvrement des assemblages combustibles, critère de sûreté pour les situations RRC-A.

Le maintien de la sous-criticité est assuré par conception par le râtelier de stockage et par le respect du critère de non-découvrement des assemblages combustibles.

#### **4. AUTONOMIE DES SYSTÈMES NÉCESSAIRES AU MAINTIEN DE L'ÉTAT SÛR**

Pour le maintien de l'état sûr, les systèmes requis sont les systèmes nécessaires à la fonction de refroidissement de la piscine de stockage du combustible (PTR) et ses supports. Les systèmes doivent présenter une autonomie suffisante pour garantir la fonction pendant 15 jours.

Les systèmes nécessaires au maintien de l'état sûr suite à une perte du réseau externe et dont le fonctionnement autonome est inférieur à 15 jours sont :

- Les diesels principaux permettant en cas de MDTE d'assurer l'alimentation électrique du PTR et de ses supports.
- Le système d'air comprimé de régulation, en tant que système support du système RRI assurant le refroidissement du PTR.

##### **4.1. DIESELS PRINCIPAUX**

Les diesels principaux peuvent fonctionner de manière autonome sur une durée minimale de 72 heures (cf. section 9.5.2). Au delà de 72 heures, il est nécessaire de réaliser un appoint en fuel, en huile de lubrification et en eau de refroidissement. Ces appoints par des moyens mobiles extérieurs au site sont prévus d'être mis à disposition dans des délais compatibles avec l'autonomie des diesels.

##### **4.2. AIR DE RÉGULATION**

Le système d'air comprimé de régulation SAR intervient en tant que système support au système RRI, en particulier dans la manoeuvre des vannes pneumatiques inter-trains des communs assurant le refroidissement du PTR. En cas de perte de pression dans le système d'air comprimé SAR, les vannes prennent leur position de sécurité fermée, entraînant alors l'arrêt du refroidissement des systèmes servis, notamment les deux files principales PTR.

La réserve propre des ballons SAR ne permet pas, compte-tenu des taux de fuite à prendre en compte sur les équipements du réseau (soudures, connexions, etc.) de couvrir la durée totale du scénario sans réalimentation en air comprimé, le recours à des moyens d'appoint supplémentaires est nécessaire.

#### **5. CONCLUSION**

En situation de perte électrique externe sur une durée de 15 jours, des dispositions sont prises sur les diesels (moyens de réalimentation en fuel, huile, eau sont apportés sur le site) et sur le SAR (moyens de réalimentation en air comprimé) afin de garantir le maintien de l'état sûr sur toute la durée du scénario.

## SOMMAIRE

<b>.19.1.3FSP PERTE TOTALE DU REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE DANS LES ÉTATS A À F . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0. SÉQUENCES COUVERTES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. PRINCIPES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4. MDTG 24 H EN ÉTATS A À D . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.3. DÉLAIS LIMITES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>5. MDTG 24 H EN ÉTAT E . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.3. DÉLAIS LIMITES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>6. MDTG 24 H EN ÉTAT F CUMULÉ À UNE PERTE INTRINSÈQUE DE LA TROISIÈME FILE PTR . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>6.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>6.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>6.3. DÉLAIS LIMITES . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>6.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>6.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>9</b>



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSP

PAGE 2/12

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TABLEAUX :

**TAB-19.1.3FSP.1 MDTG 24 H EN ÉTATS A À D..... 11**

**TAB-19.1.3FSP.2 MDTG 24 H EN ÉTATS E ET MDTG 24 H EN ÉTAT F CUMULÉ  
À LA PERTE INTRINSÈQUE DE LA TROISIÈME FILE PTR ..... 12**



## .19.1.3FSP PERTE TOTALE DU REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉE DANS LES ÉTATS A À F

### 0. SÉQUENCES COUVERTES

La condition de fonctionnement étudiée dans ce chapitre couvre la séquence élémentaire suivante :

- Perte totale du refroidissement de la piscine BK en situation de MDTG dans les états A à F.

Dans le cadre de la démarche RRC-A, cette séquence élémentaire a fait l'objet d'évaluations probabilistes sur une durée de 24 h.

La situation de MDTG affecte l'ensemble de la tranche, en particulier les bâtiments BR et BK qui peuvent contenir des assemblages combustibles.

La possibilité de ramener la chaudière dans un état final est étudiée dans les transitoires suivants :

- 19.1.3Fsc Manque De Tension Généralisée (état A) ;
- 19.1.3Fse.2 Manque De Tension Généralisée conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) ;
- 19.1.3Fsj.2 Manque De Tension Généralisée (MDTG) en états Cb1, Cb2, Cb3, D et E.



### 1. INTRODUCTION

Le circuit de refroidissement est constitué de 3 trains de refroidissement indépendants :

- Deux trains principaux PTR, classés F1B, conçus pour évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en fonctionnement normal (PCC-1) et en situation incidentelle PCC-2 à PCC-4.
- Une troisième file PTR, classée F2 et refroidie par le système diversifié EVUi/SRU, conçue pour évacuer la puissance résiduelle de la piscine combustible en phase de maintenance d'un train principal PTR ou en situation RRC-A.



### 2. PRINCIPES D'ÉTUDES

Les règles d'analyse applicables aux études d'accidents du domaine RRC-A sont décrites dans la section 19.1.0.

### 3. CRITÈRES D'ÉTUDES

L'objectif de l'étude est de démontrer le respect des critères des analyses RRC-A, c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A (cf. section 19.1.0). Ces critères sont rappelés ci-dessous.

L'étude RRC-A affectant la piscine de désactivation du bâtiment combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement est menée jusqu'à l'atteinte de l'état final caractérisé par les éléments suivants :

- Le combustible en piscine est sous-critique,

- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Pour les scénarios concernant la piscine de désactivation du combustible et la piscine BR lors des opérations de chargement/déchargement, le critère à respecter est le non-découvrement du combustible. Deux niveaux sont considérés :

- Le haut d'un assemblage dans le râtelier d'entreposage (hors assemblage en cours de manutention) (□ m).
- Le haut d'un assemblage combustible en cours de manutention (□ m).

Le critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A est un niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention (□ m).

#### **4. MDTG 24 H EN ÉTATS A À D**

##### **4.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de □° C (□) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle en piscine de désactivation est calculée pour une gestion □ enveloppe □, avec une puissance thermique enveloppe de □ MW et en prenant en compte une incertitude de □σ. □.

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial (□ m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial (□ m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation (□ m<sup>2</sup>) sont minimisées pour rester conservatif par rapport au risque de découverture des assemblages combustible.

##### **4.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE**

□, l'alimentation électrique est fournie par les deux diesels d'ultime secours des divisions 1 et 4. Ils alimentent les moyens de mitigation de l'événement côté chaudière et côté piscine de désactivation. Leur puissance étant limitée et plus faible que celle des diesels principaux, tous les actionneurs secourus ne peuvent pas être alimentés simultanément.

□

Les transitoires RRC-A de MDTG relatifs à la chaudière en états A à D sont présentés aux sous-chapitres suivants :

- 19.1.3Fsc Manque De Tension Généralisée (état A) ;
- 19.1.3Fse.2 Manque De Tension Généralisée conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) ;
- 19.1.3Fsj.2 Manque De Tension Généralisée (MDTG) en états Cb1, Cb2, Cb3, D et E.

##### **4.3. DÉLAIS LIMITES**

Pour ce scénario accidentel, tous les moyens de refroidissement normalement utilisés, c'est-à-dire les deux trains principaux PTR, sont perdus dès le début du transitoire. □, après l'événement initiateur, la piscine combustible est directement échauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine combustible débute □ h après l'initiateur de perte du refroidissement de la piscine.

Le haut d'un assemblage en cours de manutention est découvert à l'atteinte du niveau [ ] m après [ ] h d'évaporation (avec un débit d'évaporation d'eau de 10 m<sup>3</sup>/h). Le délai avant dépassement du critère d'acceptabilité est donc de [ ] h, ce qui est supérieur à la durée du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsp.1](#).

#### **4.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Suite à la perte de l'alimentation électrique, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus.

La température moyenne de l'eau de la piscine d'entreposage commence à croître et atteindra, en l'absence de toute action, 100°C, donc l'ébullition en [ ] heures.

[ ]

Le niveau d'eau de la piscine de désactivation diminue du fait de l'évaporation et, 24 h après le début de l'initiateur MDTG, la piscine atteint le niveau de [ ] m. Le critère d'acceptabilité de non découverture des assemblages combustible est donc respecté, même en l'absence d'actions opérateur.

Dans cette situation de MDTG nécessitant à la fois une gestion BR et BK, le risque de baisse du niveau piscine est anticipé et un appoint à la piscine par le système d'appoint de secours JAC/JPI (secouru par les diesels d'ultime secours) est mis en service par l'opérateur, [ ]. Le lignage JAC/JPI est demandé de façon précoce afin d'éviter l'intervention des opérateurs en environnement dégradé.

De plus, le confinement du hall piscine et l'ouverture de l'exutoire DWK permettent respectivement d'éviter une dispersion de la vapeur vers les autres bâtiments et la pressurisation du bâtiment combustible.

Au retour des alimentations électriques (normales ou par les diesels principaux), [ ], le refroidissement de la piscine peut être restauré.

[ ] Le volume de [ ] m<sup>3</sup> de la bache du système JAC ainsi que le débit d'appoint de [ ] m<sup>3</sup>/h de l'appoint JAC/JPI sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement avec un train PTR principal assurant le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80 °C, plus précisément à moins [ ] °C.

#### **4.5. CONCLUSION**

En cas de MDTG, dans les états A à D, la perte des 2 trains principaux du PTR et la non disponibilité de la troisième file PTR conduisent à l'ébullition de la piscine de désactivation [ ]h après l'initiateur.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de MDTG en états A à D conduisant à la perte des 2 trains principaux du PTR et à la non disponibilité de la troisième file PTR :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([ ] m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- Mise en service [ ] des diesels d'ultime secours ;
- Mise en service [ ] de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation ;

- Confinement du hall de manutention combustible ;
- Ouverture de l'exutoire du hall piscine BK.

Au retour des alimentations électriques, le refroidissement de la piscine peut être restauré. Le volume et le débit d'appoint sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.

## **5. MDTG 24 H EN ÉTAT E**

### **5.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de  $\square$  °C ( $\square$ ) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle en piscine de désactivation est calculée pour une gestion  $\square$  enveloppe, avec une puissance thermique enveloppe de  $\square$  MW et en prenant en compte une incertitude de  $\square\sigma$ .  $\square$ .

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial ( $\square$  m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial ( $\square$  m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation ( $\square$  m<sup>2</sup>) sont minimisées pour rester conservatif par rapport au risque de découvrage des assemblages combustible.

### **5.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE**

$\square$ , l'alimentation électrique est fournie par les deux diesels d'ultime secours. Ils alimentent les moyens de mitigation de l'événement côté chaudière et côté piscine de désactivation. Leur puissance étant limitée et plus faible que celle des diesels principaux, tous les actionneurs secourus ne peuvent pas être alimentés simultanément.

$\square$

Ainsi,  $\square$  la troisième file PTR n'est pas valorisée en état E.

Le transitoire RRC-A de MDTG relatif à la chaudière en état E est présenté au sous-chapitre suivant : « 19.1.3Fsj.2 Manque De Tension Généralisée (MDTG) en états Cb1, Cb2, Cb3, D et E ».

Afin de se prémunir du risque d'effet piston entre les piscines du bâtiment réacteur et du bâtiment combustible du fait de la montée en pression de l'enceinte après atteinte de l'ébullition dans la piscine BR, la fermeture de la vanne du tube de transfert est réalisée  $\square$  au début du transitoire (cet effet piston peut entraîner d'une part le dénoyage de l'élément combustible en cours de manutention ainsi qu'une perte d'eau irréversible du BR vers le BK).

### **5.3. DÉLAIS LIMITES**

Pour ce scénario accidentel, tous les moyens de refroidissement de la piscine de désactivation sont perdus dès le début du transitoire. De ce fait, après l'événement initiateur, la piscine combustible est directement échauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine combustible débute  $\square$ h $\square$  après l'initiateur de perte du refroidissement de la piscine.

$\square$  Le délai avant dépassement du critère d'acceptabilité  $\square$  est inférieur à la durée du transitoire (transitoire MDTG étudié sur 24 heures). Sans aucune action, le critère d'acceptabilité est dépassé avant la fin du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais sont présentées dans le tableau 19.1.3Fsp TAB 2.

#### **5.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Suite à la perte de l'alimentation électrique, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus. La température moyenne de l'eau de la piscine de désactivation commence à croître et atteint 100°C, donc l'ébullition après [ ] h [ ].

La fermeture [ ] de la vanne d'isolement du tube de transfert permet de découpler la gestion de la piscine de désactivation de celle de la piscine du bâtiment réacteur et éviter un effet piston entre le BR et le BK.

Le niveau d'eau de la piscine de désactivation diminue du fait de l'évaporation et, sans actions opérateur, [ ], la piscine atteint le niveau de [ ] m, critère d'acceptabilité de l'étude (voir § 3.).

Un appoint à la piscine de désactivation par le système JAC/JPI, secouru par les diesels d'ultime secours, est valorisé afin d'empêcher le découvrement des assemblages combustibles. Cet appoint doit être mis en service au plus tard [ ] h [ ] après l'initiateur (l'action de lignage de l'appoint JAC est réalisée au plus tôt en [ ] h et est demandé de façon précoce afin d'éviter l'intervention des opérateurs en environnement dégradé.

Cet appoint de secours JAC/JPI ([ ]) permet de compenser la vaporisation de l'eau de la piscine de désactivation par ébullition pendant toute la durée du transitoire et a fortiori d'éviter le découvrement des assemblages combustibles.

[ ] Le volume de la bache JAC ainsi que le débit de [ ] m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition durant toute la durée du transitoire.

De plus, le confinement du hall piscine et l'ouverture de l'exutoire DWK permettent respectivement d'éviter une dispersion de la vapeur vers les autres bâtiments et la pressurisation du bâtiment combustible.

Au retour des alimentations électriques (normales ou par les diesels principaux), supposé intervenir au plus tard 24 h [ ], le refroidissement de la piscine de désactivation peut être restauré. [ ] Le volume de 2600 m<sup>3</sup> de la bache du système JAC ainsi que le débit d'appoint de 150 m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement avec un train PTR principal assurant le maintien de la température de la piscine BK en dessous de 80 °C, plus précisément à moins [ ] °C.

#### **5.5. CONCLUSION**

En cas de MDTG en état E, la perte des 2 trains principaux du PTR conduit à l'ébullition de la piscine [ ] h [ ] après l'initiateur. L'isolement de la vanne du tube de transfert et la mise en service de l'appoint piscine par JAC/JPI avant [ ] h [ ] après l'initiateur permet d'éviter le découvrement des assemblages combustibles entreposés ou en cours de manutention jusqu'à la récupération des alimentations électriques à 24 h.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de MDTG en états A à D conduisant à la perte des 2 trains principaux du PTR et à la non disponibilité de la troisième file PTR au profit d'une gestion chaudière :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([ ] m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- Isolement de la vanne du tube de transfert ;
- Mise en service manuelle des diesels d'ultime secours ;
- Mise en service manuelle de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation ;
- Confinement du hall de manutention combustible ;
- Ouverture de l'exutoire du hall piscine BK.

Au retour des alimentations électriques, le refroidissement de la piscine peut être restauré. Le volume et le débit d'appoint sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.

## **6. MDTG 24 H EN ÉTAT F CUMULÉ À UNE PERTE INTRINSÈQUE DE LA TROISIÈME FILE PTR**

Nota : Le cas où la troisième file PTR n'est pas perdue est présenté dans la section 19.1.3Fsn.

### **6.1. HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE**

Une température initiale enveloppe de la piscine de désactivation de  $T_{init}$  °C ( $T_{init}$ ) est considérée dans l'analyse.

La puissance résiduelle en piscine de désactivation est calculée pour une gestion  $P_{res}$  enveloppe, avec une puissance thermique enveloppe de  $P_{th}$  MW et en prenant en compte une incertitude de  $\sigma$ .

Le volume d'eau de la piscine combustible considéré à l'état initial ( $V_{init}$  m<sup>3</sup>) est également enveloppe. En effet, la valeur du niveau d'eau initial ( $H_{init}$  m) ainsi que celle de la surface de la piscine de désactivation ( $S_{pisc}$  m<sup>2</sup>) sont  $V_{init}$  pour rester conservatif par rapport au risque de découverture des assemblages combustible.

### **6.2. COHÉRENCE AVEC LA GESTION CHAUDIÈRE**

En état F, le cœur est totalement déchargé dans la piscine combustible et la question de la gestion chaudière ne se pose pas.

### **6.3. DÉLAIS LIMITES**

Pour ce scénario accidentel, tous les moyens de refroidissement de la piscine de désactivation sont perdus dès le début du transitoire. De ce fait, après l'événement initiateur, la piscine combustible est directement échauffée par la puissance résiduelle des éléments combustibles.

Sans récupération d'un moyen de refroidissement, l'ébullition de l'eau dans la piscine combustible débute  $t_{eb}$  après l'initiateur de perte du refroidissement de la piscine.

$t_{crit}$  Le délai avant dépassement du critère d'acceptabilité  $t_{crit}$  est inférieur à la durée du transitoire (transitoire MDTG étudié sur 24 heures). Sans aucune action opérateur, le critère d'acceptabilité est dépassé avant la fin du transitoire.

Les données d'entrée utilisées pour les calculs et les délais sont présentées dans le tableau [TAB-19.1.3Fsp.2](#).

### **6.4. ÉTUDE DE L'ACCIDENT**

Suite à la perte de l'alimentation électrique, les deux trains principaux PTR sont simultanément perdus et il est postulé la perte intrinsèque de la troisième file PTR.

Comme tous les moyens de refroidissement sont perdus, la température moyenne de l'eau de la piscine de désactivation commence à croître et atteint 100°C, donc l'ébullition après [ ]h[ ].

Le niveau d'eau de la piscine de désactivation diminue du fait de l'évaporation et, sans actions opérateur, [ ]h[ ] après le début de l'ébullition (soit [ ]h[ ] après l'initiateur), la piscine atteint le niveau de [ ] m, critère d'acceptabilité de l'étude (voir § 3.).

Un appoint à la piscine de désactivation par le système JAC/JPI, secouru par les diesels d'ultime secours, est valorisé afin d'empêcher le découvrage des assemblages combustibles. Cet appoint doit être mis en service au plus tard [ ]h[ ] après l'initiateur (l'action de lignage de l'appoint JAC est réalisée au plus tôt en [ ] h et est demandé de façon précoce afin d'éviter l'intervention des opérateurs en environnement dégradé.

Cet appoint de secours JAC/JPI ([ ]) permet de compenser la vaporisation de l'eau de la piscine de désactivation par ébullition pendant toute la durée du transitoire et a fortiori d'éviter le découvrage des assemblages combustibles.

[ ] Le volume de la bache JAC ainsi que le débit de [ ] m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition durant toute la durée du transitoire.

De plus, le confinement du hall piscine et l'ouverture de l'exutoire DWK permettent respectivement d'éviter une dispersion de la vapeur vers les autres bâtiments et la pressurisation du bâtiment combustible.

Au retour des alimentations électriques (normales ou par les diesels principaux), supposé intervenir au plus tard 24 h [ ], le refroidissement de la piscine de désactivation peut être restauré. [ ] Le volume [ ] de la bache du système JAC ainsi que le débit d'appoint de [ ] m<sup>3</sup>/h des pompes JAC sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.

### **6.5. CONCLUSION**

En cas de MDTG en état F, la perte des 2 trains principaux du PTR cumulée à la perte intrinsèque de la troisième file PTR conduisent à l'ébullition de la piscine [ ]h[ ] après l'initiateur. La mise en service de l'appoint piscine par JAC/JPI avant [ ] h [ ] après l'initiateur permet d'éviter le découvrage des assemblages combustibles entreposés ou en cours de manutention jusqu'à la récupération des alimentations électriques à 24 h.

La présente analyse démontre le respect des critères des analyses RRC-A présentés au § 3., c'est-à-dire l'atteinte de l'état final RRC-A pour l'accident de MDTG en état F conduisant à la perte des 2 trains principaux du PTR et à la perte intrinsèque de la troisième file PTR :

- Le combustible en piscine est sous-critique,
- Le niveau d'eau en piscine permet l'évacuation de la puissance résiduelle des assemblages combustible,
- Les rejets radioactifs restent tolérables.

Le respect du critère d'acceptabilité retenu dans la présente étude RRC-A (niveau d'eau dans la piscine combustible supérieur au niveau haut d'un assemblage en cours de manutention ([ ] m)) est assuré grâce aux dispositions RRC-A suivantes :

- Mise en service manuelle des diesels d'ultime secours ;
- Mise en service manuelle de l'appoint par JAC/JPI à la piscine de désactivation ;
- Confinement du hall de manutention combustible ;
- Ouverture de l'exutoire du hall piscine BK.



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSP

PAGE 10/12

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

Au retour des alimentations électriques, le refroidissement de la piscine peut être restauré. Le volume et le débit d'appoint sont suffisants pour assurer la compensation de l'ébullition et porter le niveau de la piscine à une hauteur compatible avec la récupération du refroidissement par le PTR.





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSP

PAGE 11/12

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.1.3FSP.1 MDTG 24 H EN ÉTATS A À D**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.3FSP

PAGE 12/12

**TAB-19.1.3FSP.2 MDTG 24 H EN ÉTATS E ET MDTG 24 H EN  
ÉTAT F CUMULÉ À LA PERTE INTRINSÈQUE DE LA  
TROISIÈME FILE PTR**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.1.4 CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES</b>	<b>5</b>
<b>0. EXIGENCES DE SÛRETÉ</b>	<b>5</b>
<b>0.1. OBJECTIFS DE SÛRETÉ</b>	<b>5</b>
<b>0.2. OBJECTIFS RADIOLOGIQUES</b>	<b>5</b>
<b>0.3. EXIGENCES LIÉES À LA CONCEPTION</b>	<b>5</b>
<b>1. ANALYSE DES CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES</b>	<b>5</b>
<b>1.1. GÉNÉRALITÉ</b>	<b>5</b>
<b>2. ACCIDENTS RRC-A</b>	<b>5</b>
<b>2.1. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES –         DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT DISPONIBLE (ÉTAT A)</b>	<b>5</b>
<b>2.2. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE DE         L'ALIMENTATION NORMALE EN EAU DES GV (ÉTAT A)</b>	<b>5</b>
<b>2.3. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE DES         ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES (ÉTAT A)</b>	<b>6</b>
<b>2.4. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES -         AUGMENTATION EXCESSIVE DU DÉBIT VAPEUR (ÉTAT A)</b>	<b>6</b>
<b>2.5. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION -         PERTE TOTALE DE L'ALIMENTATION NORMALE EN EAU DES GV         (ÉTAT A)</b>	<b>6</b>
<b>2.6. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE         D'UNE POMPE PRIMAIRE (ÉTAT A)</b>	<b>6</b>
<b>2.7. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE         TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES PHASE         COURT TERME (ÉTAT A)</b>	<b>6</b>
<b>2.8. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE         TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES PHASE         LONG TERME (ÉTAT A)</b>	<b>7</b>
<b>2.9. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE         TOTALE DE CHARGE SECONDAIRE (ÉTAT A)</b>	<b>7</b>

<b>2.10. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - ASPERSION INTEMPESTIVE DANS LE PRESSURISEUR (ÉTAT A) . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.11. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE (20 CM<sup>2</sup>) (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.12. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PETITE BRÈCHE VAPEUR EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.13. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.14. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.15. PERTE TOTALE DE L'ALIMENTATION EN EAU DES GV (ÉTAT A)</b>	<b>8</b>
<b>2.16. PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.17. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.18. APRP (&lt;45 CM<sup>2</sup>) AVEC DÉFAILLANCE DE L'ISMP (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.19. APRP (&lt;20 CM<sup>2</sup>) AVEC DÉFAILLANCE DE L'ISBP (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.20. BAISSÉ INCONTRÔLÉE DU NIVEAU DU PRIMAIRE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL PS D'IS (ÉTATS CB/D/E) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.21. PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT (ÉTATS CB2 À E) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.22. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (ÉTATS CB2 PARTIEL/D PARTIEL/E) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.23. PERTE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME LONG TERME (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.24. PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.25. RTGV CUMULÉE À LA DÉFAILLANCE DU GV AFFECTÉ PAR SA VIV (ÉTAT A) . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.26. DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL « ANTI-DILUTION » (ÉTATS A1/A2) . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.27. DILUTION HOMOGÈNE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL « ANTI-DILUTION » (ÉTATS A3/E) . . . . .</b>	<b>11</b>

<b>2.28. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MDTG (ÉTAT F) . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.29. PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME LONG TERME, ASPECTS PISCINE BK (ÉTATS A À F) . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.30. PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME VIS-À-VIS DU COMBUSTIBLE EN PISCINE DE DÉSACTIVATION (ÉTATS A À F) . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.31. PERTE TOTALE DU REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MDTG (ÉTATS A À F) . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>2.31.1. HYPOTHÈSES DE CALCUL . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.31.2. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.31.3. CONTAMINATION DES DENRÉES . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>3. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>3.1. RESPECT DES OBJECTIFS DE SÛRETÉ . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>3.2. RESPECT DES OBJECTIFS RADIOLOGIQUES . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>17</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.4

PAGE 4/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TABLEAUX :**

**TAB-19.1.4.1 ACTIVITÉ REJETÉE À L'ATMOSPHERE EN GBQ SUITE À LA  
PERTE DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE**

**BK..... 18**

## .19.1.4 CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES

### 0. EXIGENCES DE SÛRETÉ

#### 0.1. OBJECTIFS DE SÛRETÉ

L'objectif des études de conséquences radiologiques des séquences RRC-A est de démontrer que les relâchements de produits radioactifs hors de l'installation, consécutifs à ces transitoires, ont des conséquences limitées pour les personnes du public.

#### 0.2. OBJECTIFS RADIOLOGIQUES

Aux séquences RRC-A sont associées les mêmes exigences qu'aux séquences de type PCC-4. Ces exigences, ainsi que les limites de doses qui leur sont associées, sont présentées au paragraphe 0.2 du sous-chapitre 15.3.

#### 0.3. EXIGENCES LIÉES À LA CONCEPTION

L'étude des conséquences radiologiques des séquences RRC-A doit démontrer que les critères mentionnés au paragraphe précédent sont respectés. Elle participe ainsi à la vérification du dimensionnement de l'installation.

### 1. ANALYSE DES CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES

#### 1.1. GÉNÉRALITÉ

Grâce aux dispositions RRC-A, les conséquences radiologiques des séquences RRC-A peuvent soit se ramener à celles des accidents PCC, soit être couvertes par une ou des études spécifiques présentées dans ce chapitre.

Les conséquences radiologiques des séquences RRC-A sont évaluées sur la base des études thermohydrauliques ou neutroniques des transitoires accidentels, études support à la section 19.1.3 du rapport de sûreté.

### 2. ACCIDENTS RRC-A

#### 2.1. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – DÉCLENCHEMENT TURBINE AVEC GCT DISPONIBLE (ÉTAT A)

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par blocage mécanique des grappes – Déclenchement turbine avec GCT disponible (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsa.1).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « Perte de vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

#### 2.2. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE DE L'ALIMENTATION NORMALE EN EAU DES GV (ÉTAT A)

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par blocage mécanique des grappes – Perte de l'alimentation normale en eau des GV (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsa.2).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « Perte de vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.3. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES – PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES (ÉTAT A)**

La disposition RRC-A associée à la séquence fonctionnelle « ATWS par blocage mécanique des grappes – Perte des alimentations électriques externes (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsa.3).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « Perte de vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.4. ATWS PAR BLOCAGE MÉCANIQUE DES GRAPPES - AUGMENTATION EXCESSIVE DU DÉBIT VAPEUR (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par blocage mécanique des grappes – Augmentation excessive du débit vapeur (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsa.4).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « Perte de vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.5. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE TOTALE DE L'ALIMENTATION NORMALE EN EAU DES GV (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale de l'alimentation normale en eau des GV (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.1).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « perte de l'alimentation normale en eau des GV » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.6. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE D'UNE POMPE PRIMAIRE (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Perte d'une pompe primaire (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.2a ).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible. Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « perte de l'alimentation normale en eau des GV » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.7. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES PHASE COURT TERME (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale des alimentations électriques Phase court terme (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.2b).

A court terme, cette étude thermohydraulique montre que cet accident peut conduire à une dégradation limitée du combustible (moins de 10% des crayons entrant en crise d'ébullition). Les conséquences radiologiques de cet accident se ramènent à celles de l'incident PCC3 de « retrait incontrôlé d'une grappe » étudié dans le sous-chapitre 15.3.



**2.8. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES PHASE LONG TERME (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale des alimentations électriques Phase long terme (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.2c).

A long terme, l'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à des dégradations supplémentaires.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 de « retrait incontrôlé d'une grappe » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

**2.9. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - PERTE TOTALE DE CHARGE SECONDAIRE (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Perte totale de charge secondaire (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.3).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « déclenchement turbine » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

**2.10. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION - ASPERSION INTEMPESTIVE DANS LE PRESSURISEUR (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – Aspersion intempestive dans le pressuriseur (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.4a).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 de « Mise en service intempestive de l'aspersion du pressuriseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

**2.11. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – BRÈCHE PRIMAIRE INTÉRIEUR ENCEINTE (20 CM<sup>2</sup>) (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – brèche primaire intérieur enceinte (20 cm<sup>2</sup>) (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.4b).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 d' « APRP petite brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

**2.12. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – PETITE BRÈCHE VAPEUR EN AMONT DES VIV (RUPTURE TUYAUTERIE DN50) (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – petite brèche vapeur en amont des VIV (rupture tuyauterie DN50) (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.5).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 de « petite brèche vapeur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.13. ATWS PAR DÉFAILLANCE DU SYSTÈME DE PROTECTION – AUGMENTATION EXCESSIVE DE DÉBIT VAPEUR (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « ATWS par défaillance du système de protection – augmentation excessive de débit vapeur (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsb.6).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident ne conduit pas à une dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles du transitoire PCC2 d' « augmentation excessive de débit vapeur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.14. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Manque de tension généralisé (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsc).

L'étude thermohydraulique montre que cet incident ne conduit pas à une dégradation du combustible ni à un relâchement de fluide primaire dans l'enceinte.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 de « PTAAE (>2 heures) » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.15. PERTE TOTALE DE L'ALIMENTATION EN EAU DES GV (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte totale de l'alimentation en eau des GV (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsd).

L'étude thermohydraulique montre que cet incident peut conduire à un découverture du cœur et donc à une dégradation limitée du combustible (aucun crayon rupté).

Les conséquences radiologiques de cet accident se ramènent côté secondaire à celles de l'incident PCC3 de « retrait incontrôlé d'une grappe » et côté primaire à l'accident PCC4 d'« éjection de grappe » tout deux étudiés dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.16. PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte totale de la source froide conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fse.1).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident s'apparente à une brèche primaire, sans dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 d' « APRP petite brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.17. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ CONDUISANT À UNE BRÈCHE AUX JOINTS DES POMPES PRIMAIRES (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Manque de tension généralisé conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fse.2).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident s'apparente à une brèche primaire, sans dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 d' « APRP petite brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.18. APRP (<45 CM<sup>2</sup>) AVEC DÉFAILLANCE DE L'ISMP (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « APRP (<45 cm<sup>2</sup>) avec défaillance de l'ISMP (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsf).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident s'apparente à une brèche primaire, sans découverture du cœur et sans dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 d' « APRP petite brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.19. APRP (<20 CM<sup>2</sup>) AVEC DÉFAILLANCE DE L'ISBP (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « APRP (< 45 cm<sup>2</sup>) avec défaillance de l'ISBP (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsg).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident s'apparente à une brèche primaire, sans découverture du cœur et sans dégradation du combustible.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont enveloppées par celles de l'incident PCC3 d' « APRP petite brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.20. BAISSÉ INCONTRÔLÉE DU NIVEAU DU PRIMAIRE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL PS D'IS (ÉTATS CB/D/E)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Baisse incontrôlée du niveau du primaire avec défaillance du signal PS d'IS (états Cb/D/E) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsh).

L'étude thermohydraulique montre que cet accident se ramène au transitoire PCC2 de « Baisse incontrôlée du niveau primaire » étudié dans le sous-chapitre 15.3, lequel n'a pas de conséquences radiologiques particulières.

### **2.21. PERTE TOTALE DE LA CHAÎNE DE REFROIDISSEMENT (ÉTATS CB2 À E)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte total de la chaîne de refroidissement (états Cb2 à E) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsj.1).

Les études thermohydrauliques montrent qu'il n'y a pas de découverture du cœur.

Du point de vue des conséquences radiologiques, cet accident pouvant survenir avec l'enceinte ouverte (TAM ouvert) alors que le circuit primaire est ouvert, les rejets associés peuvent être enveloppés par les rejets associés à l'accident PCC4 d' « APRP Petite Brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.22. MANQUE DE TENSION GÉNÉRALISÉ (ÉTATS CB2 PARTIEL/D PARTIEL/E)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Manque de tension généralisé (états Cb2 partiel, D partiel, E) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsj.2).

Les études thermohydrauliques montrent qu'il n'y a pas de découverture du cœur.

Du point de vue des conséquences radiologiques, cet accident pouvant survenir avec l'enceinte ouverte (TAM ouvert) alors que le circuit primaire est ouvert, les rejets associés peuvent être enveloppés par les rejets associés à l'accident PCC4 d'« APRP Petite Brèche » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.23. PERTE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME LONG TERME (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte de la source froide ultime long terme (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsk.1).

Si le circuit primaire reste intègre, le refroidissement est assuré par les GV jusqu'au retour de la source froide. Les conséquences radiologiques sont alors enveloppées par 10 fois (100h/10h) celles du transitoire PCC2 de « perte du vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3.

Si une brèche apparaît sur le circuit primaire (fuite dans le DEA après 24h), cet accident se ramène à la séquence RRC-A de « perte totale de la source froide conduisant à une brèche aux joints des pompes primaires (état A) » présenté dans ce chapitre (voir § 2.16.). Les conséquences radiologiques se rapportent également à cette séquence.

### **2.24. PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte des alimentations électriques externes long terme (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsk.2).

Les conséquences radiologiques de cet accident se rapportent aux conséquences radiologiques du transitoire PCC2 de « Perte du vide au condenseur » étudié dans le sous-chapitre 15.3 en tenant compte d'un délai de 15 jours au lieu de 10 heures, tout en gardant les fuites primaires-secondaires constantes à leur valeur maximale. Cela conduit au maximum à majorer l'activité transférée du primaire vers le secondaire d'un facteur 36 (15 jours/10h). Les rejets à l'atmosphère et les conséquences radiologiques associées, pour un taux d'entraînement constant dans les GV, sont majorés d'un facteur 36 également.

### **2.25. RTGV CUMULÉE À LA DÉFAILLANCE DU GV AFFECTÉ PAR SA VIV (ÉTAT A)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « RTGV cumulée à la défaillance du GV affecté par sa VIV (état A) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsl.1).

L'étude thermohydraulique montre qu'il n'y a pas de débordement du GV affecté par la RTGV.

Les conséquences radiologiques de cet accident sont donc du même ordre de grandeur que celles des accidents PCC de RTGV étudié dans le sous-chapitre 15.3.

### **2.26. DILUTION HOMOGENE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL « ANTI-DILUTION » (ÉTATS A1/A2)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Dilution homogène isolable avec défaillance du signal « Anti-Dilution » (états A1/A2) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsm.1).

L'étude neutronique montre qu'il n'y a pas de retour en criticité. Il n'y a pas de dégradation du combustible.

Cet accident n'a donc pas de conséquences radiologiques particulières.

**2.27. DILUTION HOMOGENÈNE ISOLABLE AVEC DÉFAILLANCE DU SIGNAL « ANTI-DILUTION » (ÉTATS A3/E)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Dilution homogène isolable avec défaillance du signal « Anti-Dilution » (états A3/E) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsm.2).

L'étude neutronique montre qu'il n'y a pas de retour en criticité. Il n'y a pas de dégradation du combustible.

Cet accident n'a donc pas de conséquences radiologiques particulières.

**2.28. PERTE DES DEUX TRAINS PRINCIPAUX DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MDTG (ÉTAT F)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte des deux trains principaux du système de refroidissement de la piscine de désactivation en situation de MDTG (état F) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsn).

Ces dispositions permettent d'éviter le découvrément des assemblages combustibles dans la piscine BK mais conduit à l'ébullition de la piscine BK.

L'accident de perte de refroidissement de la piscine BK est détaillé dans le [§ 2.31.](#)

**2.29. PERTE TOTALE DE LA SOURCE FROIDE ULTIME LONG TERME, ASPECTS PISCINE BK (ÉTATS A À F)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte totale de la source froide ultime long terme, aspects piscine BK (états A à F) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fso.1).

Ces dispositions permettent d'éviter le découvrément des assemblages combustibles dans la piscine BK ou BR mais conduisent à l'ébullition de la piscine concernée.

L'accident de perte de refroidissement de la piscine BK est détaillé dans ce chapitre (voir [§ 2.31.](#)).

**2.30. PERTE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES EXTERNES LONG TERME VIS-À-VIS DU COMBUSTIBLE EN PISCINE DE DÉSACTIVATION (ÉTATS A À F)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte des alimentations électriques externes long terme vis-à-vis du combustible en piscine de désactivation (états A à F) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fso.2).

Ces dispositions permettent de respecter le non-dépassement de la température moyenne de l'eau de 80°C dans la piscine de désactivation.

Cet accident n'a donc pas de conséquences radiologiques particulières.

**2.31. PERTE TOTALE DU REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE DE DÉSACTIVATION EN SITUATION DE MDTG (ÉTATS A À F)**

Les dispositions RRC-A associées à la séquence fonctionnelle « Perte totale du refroidissement de la piscine de désactivation en situation de MDTG (états A à F) » sont décrites dans la section 19.1.3 (voir section 19.1.3Fsp).

L'accident de perte de refroidissement de la piscine est étudié (cf. [Réf \[1\]](#)). Les hypothèses de calcul de cet accident sont données (cf. [Réf \[2\]](#)) et sont rappelées ci-après.

### 2.31.1. HYPOTHÈSES DE CALCUL

1) Activité initiale dans la piscine BK au moment de l'accident

L'accident est supposé survenir 60 h après l'arrêt du réacteur. Les relâchements en gaz rares, iodes, césiums proviennent des éventuels crayons défectueux présents dans la piscine BK après le déchargement des assemblages combustible du cœur. Un facteur de réduction est appliqué aux activités primaires en transitoire pour obtenir les activités relâchées dans la piscine. Ces facteurs de réduction sont :

□

On considère que □% de l'iode est sous forme moléculaire et □% sous forme particulaire correspondant à une température de la piscine BK de □° C .

2) Activité libérée dans l'air du bâtiment combustible en début d'accident

Une fraction de l'activité libérée dans l'eau de la piscine est transférée instantanément vers l'air du hall.

□

3) Activité libérée dans l'air du bâtiment combustible à moyen terme

L'activité relâchée à moyen terme dans l'air du bâtiment combustible provient :

- du dégazage des gaz rares (Xénons), produits par filiation de l'iode dans l'eau de la piscine,
- de l'entraînement d'iode moléculaire dans le flux vapeur. On suppose qu'il y a, à tout instant, □% d'iode moléculaire dans l'eau de la piscine. Le facteur d'entraînement est pris égal à □%,
- de l'entraînement d'aérosols (iode particulaire et césium) dans le flux vapeur. Le facteur d'entraînement est pris de manière enveloppe égal à □%,

Le débit d'activité entraîné est fonction du débit d'évaporation. Le débit d'ébullition est calculé à partir de la puissance résiduelle après déchargement complet du combustible. Cette puissance résiduelle est de □ MW.

4) Activité relâchée à l'atmosphère

L'ouverture du confinement du BK est réalisée en début d'accident. On considère de manière enveloppe un relâchement direct de l'activité émise dans le hall BK à l'atmosphère. La durée maximale de l'accident est de 100 h.

### 2.31.2. RÉSULTATS

1) Activités relâchées dans l'environnement

Les rejets atmosphériques sont évalués sur une durée de 100 h.

L'évolution de l'activité rejetée à l'atmosphère pour les différents isotopes est donnée dans le tableau [TAB-19.1.4.1](#)).

2) Calcul de doses

Le calcul de doses est donné pour une condition météorologique supposée constante pendant toute la durée du rejet (diffusion faible sans pluie avec un vent de 2 m/s). Un facteur de battement du vent de 3 est pris en compte. (cf. [Réf \[3\]](#)).

Les résultats sont résumés dans les tableaux qui suivent :

**Doses court terme à 500 mètres (en mSv)**

500 m / 100 h	Adulte	Enfant 1 an
Dose efficace par inhalation	7,1E-02 mSv	1,0E-01 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	6,4E-03 mSv	6,4E-03 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	7,6E-03 mSv	4,0E-03 mSv
Dose efficace totale : inhalation + panache + dépôt	8,5E-02 mSv	1,1E-01 mSv
Dose équivalente à la thyroïde	1,3E+00 mSv	2,0E+00 mSv

**Doses court terme à 650 mètres (en mSv)**

650 m / 100 h	Adulte	Enfant 1 an
Dose efficace par inhalation	4,3E-02 mSv	6,1E-02 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	4,2E-03 mSv	4,2E-03 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	4,6E-03 mSv	2,4E-03 mSv
Dose efficace totale : inhalation + panache + dépôt	5,2E-02 mSv	6,7E-02 mSv
Dose équivalente à la thyroïde	8,1E-01 mSv	1,2E+00 mSv

**Doses 1<sup>ère</sup> année à 650 m (en mSv)**

650 m / 1 an	Adulte	Enfant 1 an
Dose efficace par inhalation	4,3E-02 mSv	6,1E-02 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	4,2E-03 mSv	4,2E-03 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol la 1 <sup>ère</sup> année	5,2E-02 mSv	3,1E-02 mSv
Dose efficace par ingestion 1 <sup>ère</sup> année	5,5E-01 mSv	1,2E+00 mSv
Dose efficace totale 1 an : inhalation + panache + dépôt + ingestion	6,4E-01 mSv	1,3E+00 mSv

**Doses 1<sup>ère</sup> année à 2 km (en mSv)**

2 km / 1 an	Adulte	Enfant 1 an
Dose efficace par inhalation	4,4E-03 mSv	6,2E-03 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	6,6E-04 mSv	6,6E-04 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol la 1 <sup>ère</sup> année	6,2E-03 mSv	3,7E-03 mSv
Dose efficace par ingestion 1 <sup>ère</sup> année	5,8E-02 mSv	1,2E-01 mSv
Dose efficace totale 1 an : inhalation + panache + dépôt + ingestion	<b>6,9E-02 mSv</b>	<b>1,3E-01 mSv</b>

**Doses long terme à 650 m (en mSv)**

650 m / 50 ans	Adulte
Dose efficace par inhalation	4,3E-02 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	4,2E-03 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	3,4E-01 mSv
Dose efficace par ingestion	5,6E-01 mSv
Dose efficace totale 50 ans : inhalation + panache + dépôt + ingestion	<b>9,5E-01 mSv</b>

**Doses long terme à 2km (en mSv)**

2 km / 50 ans	Adulte
Dose efficace par inhalation	4,4E-03 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	6,7E-04 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	4,2E-02 mSv
Dose efficace par ingestion	6,0E-02 mSv
Dose efficace totale 50 ans : inhalation + panache + dépôt + ingestion	<b>1,1E-01 mSv</b>



### 2.31.3. CONTAMINATION DES DENRÉES

La distance, et la surface estimée, en deçà desquelles la contamination des denrées alimentaires à destination de l'alimentation humaine dépasse les limites de commercialisation, correspondent respectivement à :

- pour le court terme, à 1,9 km et 2,8 km<sup>2</sup>,
- pour le moyen terme et le long terme, la distance est inférieure à 500 m.

## 3. CONCLUSION

### 3.1. RESPECT DES OBJECTIFS DE SÛRETÉ

Les calculs de conséquences radiologiques des séquences RRC-A est montrant que les relâchements de produits radioactifs hors de l'installation, consécutifs à ces transitoires, ont des conséquences limitées pour les personnes du public.

### 3.2. RESPECT DES OBJECTIFS RADIOLOGIQUES

L'analyse des séquences RRC-A montre que les conséquences radiologiques de ces accidents sont soit enveloppées par les accidents de dimensionnement (étudiés au sous-chapitre 15.3), soit enveloppées par l'accident de perte de refroidissement de la piscine BK (cf. § 2.31.) et respectent donc les objectifs présentés dans le § 0. :

		Calculs à 500 m		Calculs à 2 km		
		Court terme		Moyen terme		Long terme
		Adulte (mSv)	Enfant (mSv)	Adulte (mSv)	Enfant (mSv)	Adulte (mSv)
<b>Accidents RRC-A</b>						
Perte de refroidissement de la piscine BK	Efficace	8,5E-02	1,1E-01	6,9E-02	1,3E-01	1,1E-01
	Thyroïde	1,3E+00	2,0E+00	/	/	/
<b>Limites de dose (mSv)</b>	<b>Efficace</b>	<b>1,0 E+01</b>		/		/
	<b>Thyroïde</b>	<b>5,0 E+01</b>		/		/

**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.4

PAGE 16/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

	Calculs à 650 m			Calculs à 650 m		
	Court terme		Moyen terme		Long terme	
	Adulte (mSv)	Enfant (mSv)	Adulte (mSv)	Enfant (mSv)	Adulte (mSv)	
<b>Accidents RRC-A</b>						
Perte de refroidissement de la piscine BK	Efficace	5,2E-02	6,7E-02	6,4E-01	1,3E+00	9,5E-01
	Thyroïde	8,1E-01	1,2E+00	/	/	/
<b>Limites de dose (mSv)</b>	<b>Efficace</b>	1,0 E+01		/	/	
	<b>Thyroïde</b>	5,0 E+01		/	/	



## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 1.4

PAGE 17/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

### LISTE DES RÉFÉRENCES

[1] PR28035NT2930011 "Calcul des conséquences radiologiques de l'accident de perte du système de refroidissement de la piscine BK" Hexagonale Consultants

[2] ENTECE110073 D " Recueil d'hypothèses pour les évaluations des rejets radioactifs en situation accidentelle sur EPR ".

[3] ENTEAG030152 B "Méthodologie d'évaluation des conséquences radiologiques des rejets atmosphériques accidentels".

## TAB-19.1.4.1 ACTIVITÉ REJETÉE À L'ATMOSPHERE EN GBQ SUITE À LA PERTE DU SYSTÈME DE REFROIDISSEMENT DE LA PISCINE BK

Temps (Heures)	0,0E+00	6,0E+01	7,2E+01	9,8E+01	1,2E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,6E+02
Temps (Jours)	0,0E+00	2,5E+00	3,0E+00	4,1E+00	5,0E+00	6,1E+00	6,3E+00	6,7E+00
<b>KR85F</b>	0,0E+00	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01
<b>KR85M</b>	0,0E+00	3,7E-02	3,7E-02	3,7E-02	3,7E-02	3,7E-02	3,7E-02	3,7E-02
<b>KR87</b>	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00
<b>KR88</b>	0,0E+00	2,5E-04	2,5E-04	2,5E-04	2,5E-04	2,5E-04	2,5E-04	2,5E-04
<b>XE131M</b>	0,0E+00	4,3E+01	4,4E+01	4,8E+01	5,0E+01	5,3E+01	5,4E+01	5,4E+01
<b>XE133F</b>	0,0E+00	7,1E+03	7,2E+03	7,3E+03	7,4E+03	7,4E+03	7,4E+03	7,4E+03
<b>XE133M</b>	0,0E+00	1,3E+02	1,3E+02	1,3E+02	1,3E+02	1,3E+02	1,3E+02	1,3E+02
<b>XE135F</b>	0,0E+00	2,3E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02
<b>XE138</b>	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00
<b>I131</b>	0,0E+00	0,0E+00	1,9E+01	5,6E+01	8,5E+01	1,2E+02	1,2E+02	1,3E+02
<b>I132F</b>	0,0E+00	0,0E+00	6,4E-08	6,6E-08	6,6E-08	6,6E-08	6,6E-08	6,6E-08
<b>I133F</b>	0,0E+00	0,0E+00	4,8E+00	1,1E+01	1,3E+01	1,4E+01	1,4E+01	1,4E+01
<b>I134F</b>	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00
<b>I135</b>	0,0E+00	0,0E+00	3,1E-02	4,2E-02	4,3E-02	4,3E-02	4,3E-02	4,3E-02
<b>CS134F</b>	0,0E+00	0,0E+00	6,4E-01	2,0E+00	3,2E+00	4,6E+00	4,9E+00	5,3E+00
<b>CS136F</b>	0,0E+00	0,0E+00	6,1E-01	1,9E+00	2,9E+00	4,1E+00	4,3E+00	4,6E+00
<b>CS137</b>	0,0E+00	0,0E+00	4,7E-01	1,5E+00	2,4E+00	3,4E+00	3,6E+00	4,0E+00
<b>CS138F</b>	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00
<b>STABLE</b>	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00	0,0E+00
<b>Somme</b>	0,0E+00	7,5E+03	7,7E+03	7,9E+03	8,0E+03	8,0E+03	8,0E+03	8,1E+03
<b>Total GR</b>	0,0E+00	7,5E+03	7,7E+03	7,8E+03	7,9E+03	7,9E+03	7,9E+03	7,9E+03
<b>Total I</b>	0,0E+00	0,0E+00	2,3E+01	6,7E+01	9,8E+01	1,3E+02	1,4E+02	1,5E+02
<b>Total Cs</b>	0,0E+00	0,0E+00	1,7E+00	5,4E+00	8,5E+00	1,2E+01	1,3E+01	1,4E+01
<b>Total</b>	0,0E+00	7,5E+03	7,7E+03	7,9E+03	8,0E+03	8,0E+03	8,0E+03	8,1E+03

## **19.2 ETUDES ACCIDENTS GRAVES**

### **19.2.0 EXIGENCES DE SURETÉ**

### **19.2.1 APPROCHE DÉTAILLÉE**

### **19.2.2 ÉTUDE DE L'IMPACT DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR**

### **19.2.3 ASPECTS RADIOLOGIQUES DES ACCIDENTS DE FUSION DU CŒUR**

### **19.2.4 SITUATIONS PRATIQUEMENT ÉLIMINÉES**



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.0

PAGE 1/3

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## SOMMAIRE

<b>.19.2.0 EXIGENCES DE SURETÉ . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>1. OBJECTIFS DE SURETÉ . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2. RÈGLES POUR L'ANALYSE DES SITUATIONS D'ACCIDENT GRAVE . 2</b>	<b>2</b>
<b>3. CLASSEMENT . . . . .</b>	<b>3</b>

## **.19.2.0 EXIGENCES DE SURETÉ**

### **1. OBJECTIFS DE SURETÉ**

Un accident grave est une séquence conduisant a minima à la fusion partielle du cœur, et par conséquent susceptible d'engendrer des rejets importants dans l'environnement.

Outre un objectif de réduction de la fréquence globale de fusion du cœur (voir chapitre 18), l'EPR a pour objectif prioritaire la réduction significative des rejets radioactifs pouvant résulter de toutes les situations d'accidents, y compris les accidents avec fusion de cœur. A ce titre :

- Les situations d'accidents avec fusion du cœur qui conduiraient à des rejets précoces importants doivent être « pratiquement éliminées ». Lorsque ces situations ne peuvent pas être considérées comme physiquement impossibles, des dispositions de conception doivent être prises pour les exclure (voir sections 19.2.2 et 19.2.4).
- Les autres situations, notamment les séquences avec fusion du cœur basse pression, doivent être traitées de manière à ce que les conséquences radiologiques correspondantes nécessitent uniquement des mesures de protection très limitées dans l'espace et dans le temps (voir section 19.2.3).

La démarche accidents graves repose sur une démarche déterministe supportée par une vérification probabiliste. Concernant les situations à éliminer pratiquement, cette démarche déterministe vise à identifier les phénomènes pouvant conduire à une perte précoce du confinement en situation de fusion du cœur. Ces transitoires font ensuite l'objet d'une analyse fonctionnelle afin d'identifier les dispositions à mettre en place afin d'en diminuer les conséquences (préservant ainsi le confinement) ou d'en prévenir l'occurrence.

La fiabilité de la conception est ensuite vérifiée au travers du caractère résiduel des séquences accidentelles conduisant à des rejets précoces importants.

Les situations concernées dans cette approche sont les suivantes :

- fusion du cœur haute pression et échauffement direct de l'enceinte (DCH),
- accidents d'injection rapide de réactivité,
- combustion de l'hydrogène,
- explosion de vapeur,
- séquences de fusion du cœur avec bipasse de l'enceinte,
- fusion du combustible dans la piscine de désactivation.

En ce qui concerne les situations non pratiquement éliminées, il s'agit de vérifier que les dispositions de mitigation retenues à la conception (récupérateur de corium, aspersion, EVU, isolement enceinte, systèmes de ventilation/filtration...) permettent, compte-tenu de la fiabilité des organes actifs et de leur performance de n'avoir recours qu'à des mesures de protection de la population très limitées dans l'espace et dans le temps.

Les études probabilistes de sûreté de niveau 2 (voir sous-chapitre 18.2) contribuent à cette vérification.

### **2. RÈGLES POUR L'ANALYSE DES SITUATIONS D'ACCIDENT GRAVE**

L'analyse des accidents graves doit être basée sur des calculs réalistes des phénomènes physiques. Pour cela, une analyse approfondie des scénarios est nécessaire.

Afin de vérifier l'adéquation des dispositions de prévention et des moyens de mitigation pour traiter les différentes conséquences d'un accident grave, les études doivent être réalisées en tenant compte de la diversité des phénomènes physiques. Des conditions aux limites correspondant à ces phénomènes sont à prendre en compte dans l'analyse des dispositions de mitigation (voir sections 19.2.1 et 19.2.2).

Ces conditions aux limites sont principalement liées aux phénomènes de dégradation du cœur en cuve. Leur quantification dépend :

- du choix des scénarios de référence de fusion du cœur et des paramètres associés. Les paramètres influencent la sévérité du phénomène et ils peuvent être dépendants du scénario étudié,
- de la connaissance des différents phénomènes physiques qui interviennent au cours de la progression de l'accident et qui gouvernent l'issue des scénarios de fusion du cœur. Pour les phénomènes prépondérants, des travaux de R&D ont permis d'améliorer leur modélisation (voir sous-chapitre 1.5).

Le choix des scénarios de référence de fusion du cœur qui fournissent les conditions aux limites pour l'étude des dispositions de prévention et de mitigation relatives aux accidents graves doit être justifié, sur la base des connaissances actuelles des mécanismes physiques dont on cherche à limiter les conséquences.

Cette justification doit comprendre (section 19.2.1) :

- la classification des scénarios de fusion du cœur conformément aux différents phénomènes physiques à considérer, qui sont :
  - le contrôle de l'hydrogène,
  - l'interaction corium - eau,
  - la pressurisation de l'enclaustrage,
  - la défaillance de la cuve à haute pression,
  - les fuites du confinement,
  - les bypasses de confinement par les générateurs de vapeur,
  - la percée du radier de l'enclaustrage,
  - le retour en criticité (en et hors cuve).
- Pour chaque phénomène physique, les études des scénarios représentatifs, utilisant dans la mesure du possible des hypothèses et des méthodes de calcul réalistes. Des dispositions de conception sont prises pour garantir leur caractère pratiquement éliminé ou des moyens de mitigation sont dimensionnés sur la base de ces scénarios pour garantir que leurs conséquences seront très limitées dans l'espace et dans le temps.
- la sélection du (ou des) scénario(s) extrême(s) vis à vis du phénomène considéré. Cette sélection repose principalement sur des principes déterministes mais une certaine « vraisemblance » des scénarios considérés peut être prise en compte. L'absence d'effet falaise concernant le risque de perte de confinement induit par ces scénarios est vérifiée.
- la spécification des conditions applicables à la conception des diverses dispositions. Des valeurs de découplage peuvent être utilisées lorsqu'elles sont nécessaires pour prendre en considération les incertitudes dans les calculs.

### **3. CLASSEMENT**

Le sous-chapitre 3.2 définit les exigences de classement des dispositions mises en œuvre pour la mitigation des accidents graves.



## SOMMAIRE

<b>.19.2.1 APPROCHE DÉTAILLÉE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>1. DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2. CONCEPT DU CONTRÔLE DE L'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>3. INTERACTION CORIUM / EAU . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>3.1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>3.2. PHÉNOMÈNES EN CUVE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>3.3. PHÉNOMÈNES HORS CUVE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>4. STABILISATION DU CORIUM HORS CUVE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>5. PRÉVENTION DE LA SURPRESSION DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>12</b>

### **.19.2.1 APPROCHE DÉTAILLÉE**

Des dispositions destinées à faire face aux accidents graves, i.e. les situations de fusion du cœur, sont mises en place dans la conception du réacteur EPR. Il y a, en principe, deux approches pour la sélection des scénarios pour la mitigation des accidents graves :

- Identifier les scénarios les plus probables (approche probabiliste) qui conduisent à une fusion du cœur et élaborer des mesures préventives ou palliatives associées aux sollicitations liées à ces scénarios. Ces scénarios, dans leur ensemble, couvrent un grand pourcentage des scénarios imaginables.
- Identifier les sollicitations de l'enceinte de confinement résultant d'une fusion du cœur et assurer son intégrité grâce à des mesures de conception et des dispositifs (approche phénoménologique ou déterministe) adaptés pour faire face à ces sollicitations.

La démarche de conception vis-à-vis des accidents graves suivie pour le réacteur EPR est basée sur une approche phénoménologique et déterministe dans le but de renforcer les mesures visant :

- d'une part l'élimination pratique des rejets radioactifs précoces importants (défaillance précoce ou bipasse radiologique de l'enceinte de confinement),
- d'autre part la garantie du maintien de l'intégrité à long terme de l'enceinte de confinement sur laquelle notamment repose le caractère limité dans le temps et dans l'espace des mesures de protection à mettre en œuvre.

Une approche probabiliste complémentaire étaye les mesures de mitigation considérées par l'approche déterministe (voir sous-chapitre 18.2).

1) Dispositions de conception visant à l'élimination pratique des rejets précoces importants.  
Une défaillance du confinement précoce, c'est-à-dire dans les premières heures de l'accident, aurait des conséquences majeures (en termes de dose) pour le public. L'un des principaux objectifs du réacteur EPR est donc de supprimer, autant que possible, grâce à des mesures de conception, tout risque de défaillance précoce de l'enceinte causée par les phénomènes suivants :

- Ceux associés aux scénarios de fusion du cœur à haute pression. Il s'agit du risque d'un bipasse radiologique de l'enceinte par une rupture induite des tubes des générateurs de vapeur, du risque d'Echauffement Direct de l'Enceinte (EDE) et du risque de chargements importants sur le supportage de la cuve et de son soulèvement en cas d'une rupture à haute pression :  
La mise en place d'un système dédié de dépressurisation a pour objectif de transformer les scénarios haute pression en scénarios basse pression. De plus le puits de cuve est conçu pour éviter des ouvertures directes vers l'enceinte dans le but de limiter les risques de dispersion de corium dans son atmosphère.
- Le risque de détonation d'hydrogène ou de combustion :  
L'installation de recombiners vise à diminuer la concentration en hydrogène dans l'enceinte, la décharge du RCP dans l'atmosphère de l'enceinte permettant d'obtenir, autant que possible, une importante concentration en vapeur. L'installation de disques de rupture, de disques de convection et de volets, vise à créer des ouvertures entre les différentes zones de l'enceinte permettant une distribution homogène des gaz.
- Le risque d'explosion de vapeur hors cuve :  
Il est évité en empêchant tout contact instantané entre une importante quantité d'eau et du corium (le puits de cuve et la zone d'étalement sont secs lors de la rupture de la cuve et le noyau survient lorsque le corium est déjà étalé dans la zone prévue à cet effet).

2) Dispositions de conception visant à la limitation dans l'espace et dans le temps des mesures de protection à mettre en œuvre pour les situations non pratiquement éliminées (Dispositions RRC-B).  
Pour atteindre les objectifs radiologiques du réacteur EPR, limiter l'évacuation de la population et une contamination significative des aliments (voir section 19.2.3 pour une définition précise),

l'intégrité à long terme de l'enceinte doit être assurée. Des mesures de conception sont prévues pour permettre :

- Une protection du radier grâce à :  
L'étalement et la stabilisation du corium sur un récupérateur d'une surface de 170 m<sup>2</sup> recouverte d'un béton sacrificiel et dont les parois sont refroidies par des canaux. Le noyage de cette structure par l'eau de l'IRWST est passif (et différé).
- Une prévention de la surpression de l'enceinte grâce à :  
Un système d'évacuation de la chaleur de l'enceinte par une aspersion avec recirculation (aspersion avec de l'eau de l'IRWST refroidie). La pression de dimensionnement de l'enceinte autorise une période de grâce d'au moins 12 heures après le début de l'accident grave avant l'utilisation de ce système.
- Une limitation des fuites de l'enceinte grâce à :  
Des mesures d'étanchéité limitant le débit de fuite de l'enceinte interne à 0,3% du volume par jour (à la pression de dimensionnement de l'enceinte). Il s'agit d'une valeur enveloppe, le système d'aspersion permettant de réduire la pression à 2 bar dans les 24 heures après le début de l'accident grave.

La justification déterministe de l'efficacité des dispositions RRC-B s'appuie sur l'évaluation des conséquences radiologiques des rejets d'activité en situation de fusion basse pression, considérant l'ensemble des dispositions RRC-B opérationnelles (voir section 19.2.3).

Ces dispositifs techniques pour l'élimination pratiques des rejets précoces importants ou pour le maintien à long terme de l'intégrité de l'enceinte de confinement, identifiés sur la base de l'analyse des phénomènes physiques redoutés, sont décrits plus en détail dans les sections suivantes ainsi que les calculs de progression de l'accident.

Certaines solutions techniques concernant les mesures de conception relatives à la limitation (ou mitigation) du risque hydrogène, la protection du radier et l'évacuation de la puissance de l'enceinte, sont décrites en détail dans les paragraphes concernant l'enceinte (voir sections 6.2.4, 6.2.6 et 6.2.7 respectivement).

Dans le cadre de l'approche déterministe, des scénarios de référence (voir section 19.2.2.1) ont été choisis pour l'étude et la résolution des principaux enjeux à traiter :

- La dépressurisation du circuit primaire.
- Le risque d'hydrogène.
- La protection du radier.
- La pressurisation de l'enceinte.
- La criticité du corium.
- L'interaction corium/eau.

À l'exception de l'interaction corium/eau traitée au [§ 3.](#), ces enjeux sont traités dans les sections suivantes et plus en détail dans la section 19.2.2.1 en ce qui concerne la sélection des scénarios de référence.

Des scénarios "représentatifs" de fusion du cœur sont sélectionnés pour définir les chargements pour lesquelles les moyens de mitigation doivent être dimensionnés. Des scénarios "extrêmes", avec des conditions aggravantes mais ayant une probabilité beaucoup plus faible, sont sélectionnés afin de justifier la robustesse de ces moyens de mitigation et de vérifier qu'il n'y a pas "d'effet falaise" concernant les risques de perte de confinement en accident grave. L'ensemble des scénarios considérés pour le dimensionnement et la vérification de l'absence d'effet falaise sont appelés scénarios de référence.

Pour chacun de ces scénarios, la progression de l'accident a été calculée jusqu'à la rupture de la cuve, en utilisant le code de calcul MAAP4 (voir Annexe 19A), soit pour démontrer l'adéquation des dispositifs et mesures mis en œuvre (e.g. dépressurisation du circuit primaire) soit pour définir les

conditions aux limites pour les calculs détaillés réalisés pour l'étude des problématiques enceinte. Ces calculs sont décrits dans les prochaines sections (voir la section 19.2.2.1 pour la sélection des scénarios, la section 19.2.2.2 pour la dépressurisation du primaire, la section 19.2.2.3 pour le risque hydrogène, la section 19.2.2.4 pour la stabilisation du corium, et la section 19.2.2.5 pour la pressurisation de l'enceinte).

Vis-à-vis du risque de criticité, il est vérifié que la concentration en bore des accumulateurs et de l'IRWST prévient tout risque de retour en criticité en cas de renoyage sur un cœur dégradé par les accumulateurs ou par l'injection de sécurité (voir la section 19.2.2.6).

Les trois principales configurations de la dégradation en cuve faisant l'objet d'études de risque de retour en criticité en cas de renoyage sont les suivantes :

- Configuration 1 : géométrie du cœur quasi-intacte et perte d'antiréactivité par la fuite de produits de fission neutrophages et par la perte des barres de contrôle qui fondent avant les crayons combustibles.
- Configuration 2 : présence d'une masse de corium refroidie et fragmentée dans le cœur.
- Configuration 3 : présence d'un lit de débris de corium refroidi et fragmenté dans le plénum inférieur.

Des configurations hors cuve sont également étudiées, par extrapolation des configurations en cuve comprenant des lits de débris.

## **1. DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE**

Une rupture de la cuve à haute pression présente un risque important de défaillance précoce de l'enceinte, la cuve pouvant se transformer en missile en cas d'une rupture instantanée à haute pression du fond de cuve. De plus l'éjection de corium à haute pression peut induire un Echauffement Direct de l'Enceinte, par une dispersion de corium dans l'atmosphère de l'enceinte, pouvant provoquer sa pressurisation jusqu'à la rupture. Il y a de plus un risque de rupture induite des tubes des générateurs de vapeur qui pourrait conduire à un bipasse radiologique de l'enceinte.

Dans le but de prévenir tout risque de rupture précoce et de bipasse radiologique de l'enceinte, le réacteur EPR est conçu avec l'objectif de transformer les scénarios de fusion du cœur à haute pression en scénarios à basse pression avec une grande fiabilité. La rupture de la cuve à haute pression peut ainsi être pratiquement éliminée. Cela est obtenu grâce à l'installation de vannes dédiées accident grave en complément de trois soupapes de sûreté disposées au-dessus du pressuriseur.

L'objectif est d'atteindre une pression du primaire, lors de la rupture de la cuve, inférieure à 20 bar, seuil conforme aux objectifs de sûreté.

De plus, dans une démarche d'amélioration de la défense en profondeur vis à vis du risque de dispersion de corium dans l'atmosphère de l'enceinte, le puits de cuve est conçu pour minimiser la quantité de débris qui pourrait atteindre la partie supérieure de l'enceinte en cas d'éjection à haute pression.

Ainsi, pour éviter toute rupture précoce de l'enceinte, la conception comprend :

1) Un système de dépressurisation très fiable :

Bien que la rupture de la cuve à haute pression soit physiquement improbable, du fait que l'on s'attende à une rupture par fluage du RCP due à la circulation de gaz chaud, avant la rupture de la cuve, la mise en place d'un système dédié de dépressurisation permet de satisfaire les objectifs de sûreté. Le système dédié est composé de deux lignes parallèles, deux vannes en série sont qualifiées pour des conditions d'accident grave dont une vanne d'isolement : une première ligne est affectée en priorité à la fonction gavé-ouvert (CIA) et la seconde à la dépressurisation du circuit primaire en accident grave. Néanmoins les deux lignes sont identiques et l'utilisation de l'une ou de l'autre est envisageable pour ces fonctions :

- Une fonction gavé/ouvert, en conduite accidentelle, afin d'éviter toute fusion du cœur si l'IS est disponible.
- Une dépressurisation rapide du RCP à l'entrée en accident grave pour retarder la fusion du cœur, grâce à une injection efficace des accumulateurs, et pour empêcher tout risque de RTGV induite. L'étanchéité importante des vannes secondaires, ainsi que leur position fermée lors d'un accident grave, même en cas de perte totale des alimentations électriques, garantissent la limitation de la différence de pression à travers les tubes des générateurs de vapeur.

L'utilisation de deux batteries dédiées accidents graves de [ ], permet d'alimenter les quatre vannes dédiées sur les deux lignes afin de pouvoir dépressuriser dans le cas d'une perte totale de l'alimentation externe et de l'indisponibilité des six diesels de secours (4 EDG et 2 SBO).

Les scénarios sélectionnés (voir section 19.2.2.1), ainsi que les résultats des calculs effectués avec le code de calcul MAAP4, sont présentés dans la section 19.2.2.2 qui décrit et justifie les exigences fonctionnelles applicables aux moyens de dépressurisation.

Une capacité de 900 tonnes/heure (correspondant à la capacité des 3 soupapes du pressuriseur existantes) pour chaque ligne dédiée est suffisante pour limiter la pression du primaire à environ 5 bar lors de la rupture de la cuve pour la plupart des scénarios de fusion du cœur. La ligne sera ouverte manuellement par l'opérateur en cas d'atteinte du critère ultime de dépressurisation, soit 650°C à la sortie du cœur.

## 2) Mitigation des conséquences d'une rupture de la cuve :

La nécessité d'empêcher la dispersion d'une grande partie du corium dans l'atmosphère de l'enceinte conduit à l'exigence de réduction de la pression du RCP en dessous de 20 bar au moment de la rupture cuve. Les structures support de la cuve et le puits de cuve sont conçues pour faire face aux chargements correspondants. En outre, il n'existe que de petites ouvertures entre le puits de cuve et les compartiments des boucles primaires ce qui limite le risque de dispersion du corium. Des essais ont été menés afin de définir un seuil de pression représentatif de la géométrie du réacteur EPR en dessous duquel une dispersion importante du corium est évitée (voir sous-chapitre 1.5). Toutefois, avec le système de dépressurisation décrit précédemment (voir section 5.4.8), la pression qui sera atteinte dans le RCP à la rupture de la cuve sera faible, environ 5 bar, même en cas de dépressurisation retardée menant à un noyage temporaire du cœur par les accumulateurs. Cela évitera la dispersion de corium et permettra sa collecte dans la partie inférieure du puits avec un écoulement gravitaire depuis la cuve et un mélange avec le béton sacrificiel avant le processus d'étalement.

La géométrie du puits de cuve est décrite dans une autre section (voir section 6.2.6) montrant qu'il n'existe aucun chemin direct, pour les débris de corium, entre le puits de cuve et l'enceinte.

Par conséquent, le risque de rejets précoces importants associés à des situations de fusion du cœur à haute pression et d'Échauffement Direct de l'Enceinte est "pratiquement éliminé".

## **2. CONCEPT DU CONTRÔLE DE L'HYDROGÈNE**

### 1) Détermination de la production d'hydrogène et sélection de scénarios pour des analyses détaillées (voir section 19.2.2.1) :

À partir de nombreux scénarios calculés avec le code MAAP4 (voir section 19.2.2.1), plusieurs cas ont été sélectionnés pour l'analyse détaillée de l'enceinte, avec les codes CFD GASFLOW et COM3D, concernant les phénomènes locaux et en particulier le risque d'accélération de flamme et de combustion dynamique.

L'hydrogène est produit en 3 phases, principalement par la réaction zirconium / vapeur d'eau. La première, qui est la phase la plus importante, se produit pendant le début de l'accident grave lorsque de grandes surfaces de Zr métallique pouvant s'oxyder sont disponibles et lorsqu'une excursion de température est amplifiée par la réaction exothermique d'oxydation. L'hydrogène peut également être généré au cours de la phase de relocalisation du corium en fond de cuve par interaction avec l'eau disponible dans cette zone. Enfin, de l'hydrogène est produit hors cuve, après le déversement du corium, au cours de l'interaction avec le matériau sacrificiel dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement.

L'oxydation de la masse totale de zirconium présent dans le cœur conduirait à la production d'environ 1600 kg d'hydrogène. Cette valeur n'est cependant pas atteinte lors de la phase de dégradation en cuve (voir section 19.2.2.1), même en tenant compte de l'oxydation possible de l'acier et du chrome.

Selon les calculs réalisés avec le code MAAP4 :



- Une quantité d'environ 700 kg d'hydrogène peut être relâchée en très peu de temps, lors de la première phase de dégradation du cœur, en prenant en compte les résultats des scénarios étudiant de nombreuses tailles de brèches et différentes localisations de relâchement dans l'enceinte.
- Une production d'environ 1250 kg d'hydrogène (correspondant à environ 80% du zirconium oxydé) peut être atteinte dans des scénarios avec un retard de dépressurisation du RCP et une injection d'eau des accumulateurs sur un cœur dégradé.
- Pour certains scénarios, des débits importants de relâchements, atteignant 5 kg/s pendant une très courte période, peuvent être obtenus.  
La production d'hydrogène dans le puits de cuve, calculé avec le code COSACO, dure environ une heure et est contrôlée par la fusion du béton sacrificiel conduisant à la production d'une quantité de 500 à 700 kg d'H<sub>2</sub>. Dans la phase tardive, lorsque le corium métallique entre en contact avec le matériau sacrificiel, le débit de relâchement d'hydrogène est relativement élevé pendant une courte période comme lors de la phase initiale de dégradation en cuve. Du fait de la température élevée des gaz issus de l'interaction corium-béton dépassant 2000°C, température bien supérieure à la température d'auto-inflammation (500 à 600°C), cet hydrogène brûle immédiatement (probablement en même temps que l'hydrogène produit en cuve dans l'enceinte et qui n'a pas été recombinaison) (voir section 6.2.4). Le système de contrôle de l'hydrogène est capable d'assurer la mitigation en considérant que tout l'hydrogène, correspondant à 100% du Zr, est relâché dans l'enceinte.

2) Moyens de contrôle de l'hydrogène (voir section 19.2.2.3) :

En considérant la production d'hydrogène spécifiée ci-dessus et les localisations possibles du relâchement dans l'enceinte, le système de contrôle de l'hydrogène doit satisfaire aux exigences suivantes :

- En ce qui concerne le risque local : la détonation locale de l'hydrogène ou la DDT (transition de la déflagration à la détonation) est évitée de manière sûre s'il n'y a pas d'extension des nuages d'hydrogène à concentration moyenne au-delà d'une taille critique, déterminée par le critère 7 lambda.
- En ce qui concerne le risque global : pour éliminer pratiquement le risque de détonation globale de l'hydrogène, il faut s'assurer que la concentration volumique moyenne de l'hydrogène dans toute l'enceinte ne dépasse à aucun moment 10% dans des conditions d'air sec. Des valeurs jusqu'à un équivalent de 13% dans des conditions d'air sec peuvent être autorisées s'il existe un inertage partiel par la vapeur. Le respect de la concentration locale limite d'hydrogène grâce aux recombineurs assure automatiquement le respect de la concentration globale limite.
- Même si la concentration d'hydrogène reste inférieure à 10%, une déflagration globale de l'hydrogène, présent dans l'enceinte à un instant donné, ne doit pas conduire pour les scénarios représentatifs à une pression (calculée comme la pression issue d'une combustion complète isochore et adiabatique : PAICC) supérieure à la pression de dimensionnement de l'enceinte (5,5 bar) et à une pression supérieure à la pression de vérification de l'étanchéité de l'enceinte (6,5 bar) pour des scénarios extrêmes (voir la section 19.2.2.1 pour les scénarios de référence).
- À long terme la concentration en hydrogène doit être maintenue à une valeur inférieure à la limite d'inflammation qui est de 4%.
- Les processus de recombinaison ou de combustion éventuelle de l'hydrogène ne doivent pas conduire à des températures inacceptables pour les parois de l'enceinte.

Pour atteindre ces objectifs de manière satisfaisante, les moyens de mitigation du réacteur EPR sont les suivants :

-  pour atteindre la concentration globale de l'hydrogène visée en utilisant les recombineurs.
- **Installation d'un système** composé de disques de rupture et de disques de convection . Les buts de ces systèmes sont de créer passivement des ouvertures et de passer rapidement

d'une enceinte 2 zones, lors du fonctionnement normal, à une enceinte 1 zone qui permet une bonne homogénéisation de l'atmosphère de l'enceinte.

- **Installation de recombineurs catalytiques** : afin d'éliminer l'hydrogène de l'atmosphère de l'enceinte, des recombineurs sont installés, répartis de préférence dans les locaux des équipements primaires. Le nombre de recombineurs nécessaires est déterminé par l'exigence de maintenir à tout moment la concentration moyenne globale à une valeur inférieure à 10% et de réduire la concentration à une valeur inférieure à la limite d'inflammation en atmosphère sèche dans un délai inférieur à 12 heures après l'entrée en accident grave en supposant une oxydation complète du Zr.  
Les calculs montrent que 47 recombineurs (41 grands et 6 petits) sont suffisants pour limiter de manière satisfaisante la concentration globale d'hydrogène pour tous les scénarios de référence. Les grands recombineurs ont chacun une capacité de 5,4 kg/h à 4% en volume de H<sub>2</sub> et 1,5 bar (voir section 6.2.4). Cependant les recombineurs n'ont que peu d'effet sur les pics de concentrations locales obtenus pour les scénarios avec un relâchement d'hydrogène rapide qui sont analysés avec des codes CFD pour montrer qu'il n'y a pas de risque de DDT. D'autre part, les recombineurs fonctionnent aussi dans une atmosphère inertée par la vapeur. Les recombineurs, nécessaires durant le début de l'accident grave, sont aussi suffisants pour limiter la concentration globale en hydrogène pendant la phase long terme de l'accident (ainsi que pour les accidents de dimensionnement où l'hydrogène est généré principalement par radiolyse avec un débit très faible).
- **Décharge du RCP dans l'atmosphère de l'enceinte** sans transiter par l'IRWST afin d'obtenir une forte concentration en vapeur et favoriser le mélange de l'atmosphère de l'enceinte. Le relâchement à travers le réservoir de décharge du pressuriseur dans deux zones différentes limite la concentration locale d'hydrogène et réduit les risques de combustion et d'accélération de flamme.

Le concept de mitigation du risque hydrogène est décrit, d'un point de vue technique, dans la section 6.2.4 alors que les calculs de production de d'hydrogène en cuve avec le code MAAP4 sont présentés dans la section 19.2.2.1. Les calculs destinés à la justification du concept de contrôle de l'hydrogène basés sur les codes CFD GASFLOW pour la répartition du gaz et les chargements thermiques et COM3D pour les chargements dynamiques sont présentés dans la section 19.2.2.3. La production d'hydrogène hors cuve est étudiée dans la section 19.2.2.4.

### **3. INTERACTION CORIUM / EAU**

#### **3.1. INTRODUCTION**

L'interaction corium/eau est un processus où le combustible fondu transfère son énergie thermique au réfrigérant environnant, provoquant une fragmentation du corium avec soit la formation possible d'un lit de débris refroidissables, soit la possibilité d'une interaction corium/eau pouvant se transformer en une explosion de vapeur. L'explosion de vapeur se compose de quatre phases séquentielles : prémélange, déclenchement, propagation/intensification et expansion dans le milieu environnant. L'interaction corium-eau peut se produire principalement selon deux modes de contact :

- 1) Un mode de contact par coulée où le corium se déverse dans un volume d'eau. L'échange thermique corium-eau consécutif à une fragmentation fine peut entraîner une vaporisation violente avec formation d'une onde de pression. Ce mode peut se concevoir à l'intérieur de la cuve du réacteur EPR lorsque le corium se relocalise dans le fond de cuve contenant l'eau résiduelle. Dans le cas de déversement du corium dans le puits de cuve, des dispositions constructives (voir section 6.2.6) garantissent qu'il n'y a pas d'eau avant l'arrivée du corium ce qui exclut toute possibilité d'interaction.
- 2) Une injection d'eau sur un bain de corium : ce mode peut se produire dans le réacteur EPR dans la chambre d'étalement lorsque de l'eau de l'IRWST est injectée gravitairement pour noyer le corium étalé.

Le mode par coulée, qui comporte en plus des autres modes une phase de prémélange durant la fragmentation du corium, conduit potentiellement aux chargements les plus importants alors que le renoyage d'une masse de corium avec un débit d'eau limité ne conduit pas à une interaction

énergétique (voir R&D, sous-chapitre 1.5). En effet, les expériences indiquent qu'injecter un liquide plus léger dans un liquide beaucoup plus dense provoque moins d'interactions énergétiques que dans le cas contraire.

### **3.2. PHÉNOMÈNES EN CUVE**

L'ancienne évaluation du NRC Steam Explosion Review Groups (SERG1 et SERG2) a conclu que la probabilité conditionnelle d'explosion vapeur pour un scénario de fusion cœur conduisant à une défaillance de l'enveloppe appelé mode- $\alpha$  est de l'ordre de  $10^{-3}$  à  $10^{-5}$  après un accident de fusion du cœur. Elle correspond à la formation dans la cuve d'un projectile de corium vers le couvercle de cuve qui, en cas de rupture, pourrait former un missile pouvant endommager l'enveloppe (voir [Réf \[2\]](#)). La contribution négligeable de ce phénomène vis-à-vis du risque global est confirmée par les conclusions récentes de la phase 1 du projet OCDE SERENA (voir [Réf \[8\]](#)).

Les progrès en R&D réalisés depuis ont permis de quantifier, sur une base déterministe, les paramètres clés et d'obtenir une conclusion préliminaire en ce qui concerne le cas réacteur à partir :

- D'essais sur le comportement thermohydraulique du corium en matériaux réels et en matériaux simulants:
  - Le processus de mélange a été étudié en matériaux simulants grâce à des essais d'ébullition en film sur des sphères interagissant avec l'eau (essais QUEOS (voir [Réf \[9\]](#)), BILLEAU (voir [Réf \[3\]](#)) et PREMIX (voir [Réf \[10\]](#)). Des essais de relocalisation de corium en matériau réel dans de l'eau saturée et sous-refroidie pour différentes géométries (essais FARO et FARO-FAT (voir [Réf \[7\]](#)) et TROI (voir [Réf \[13\]](#)) ont été menés.
  - Les limites d'explosivité ont été étudiées (dans les expériences KROTOS, par exemple). Des mélanges de corium ( $UO_2$ ,  $ZrO_2$ ) n'ont présenté à ce jour qu'un faible degré d'explosivité par rapport aux matériaux simulants sur lesquels les évaluations précédentes d'explosion de vapeur avaient été basées (voir [Réf \[11\]](#)). Aucune explosion de vapeur ne s'est produite dans KROTOS (voir [Réf \[5\]](#)) avec du corium en matériaux réels même dans des conditions de sous-refroidissement important de l'eau, forte surchauffe du corium ou fort déclencheur externe. De même, aucune explosion de vapeur ne s'est produite avec des matériaux identiques lors des essais de noyage du corium dans FARO. Sur un essai TROI, une explosion vapeur s'est produite pour une certaine composition  $UO_2$ - $ZrO_2$  (voir [Réf \[13\]](#)). Le taux de conversion d'énergie thermique en énergie mécanique atteint n'était au maximum qu'un dixième de celui obtenu avec les matériaux simulants. Des mesures précises de la transformation d'énergie thermique en énergie mécanique ont été menées à KIT (anciennement FZK), lors des expériences ECO, utilisant de la thermitte et donnant un rendement inférieur à 1% (voir [Réf \[1\]](#) et [Réf \[4\]](#)).
- Essais de la résistance du couvercle de cuve :
  - L'énergie mécanique acceptable pour le couvercle de cuve a été étudiée lors des essais BERDA (voir [Réf \[6\]](#)) réalisés pour reproduire les conséquences d'un projectile de corium. Ces essais ont permis de conclure que le couvercle de cuve en géométrie réelle est capable de résister à un projectile de 1GJ sans déformation importante. De plus les énergies admissibles seraient beaucoup plus élevées en prenant en compte les divers processus de dissipation de l'énergie. En particulier l'hypothèse d'un projectile compact est conservative, les essais BERDA ayant montré l'instabilité d'un projectile accéléré lors d'une expansion gazeuse.
- Développement des codes de calcul :
  - Des progrès importants ont été faits en ce qui concerne le développement et la validation des codes de calcul tels que MATTINA (FZK) et MC3D (voir [Réf \[9\]](#)) (développé par le CEA et l'IRSN) utilisant en particulier les résultats des essais de prémélange FARO (voir [Réf \[12\]](#)). Dans le cas réacteur, une faible surchauffe du corium avec possibilité de solidification partielle et une relocalisation dans le fond de cuve dépressurisé pourraient conduire à des conditions de prémélange avec un taux de vide élevé qui limitent naturellement le risque d'un phénomène énergétique.



Les codes de calcul les plus récents montrent que tout contact corium/eau conduit à une certaine expulsion de l'eau disponible ce qui limite la quantité de prémélange. La masse de corium mélangée prévue, en tenant compte des limites d'explosivité, reste toujours aux alentours de quelques tonnes quel que soit le chemin de relocalisation du corium. D'après les essais BERDA l'énergie correspondante qui pourrait être transférée à un hypothétique projectile reste largement inférieure à l'énergie nécessaire pour déformer le couvercle de cuve.

On peut en déduire, qu'en tant que mode de défaillance de l'enceinte, le risque associé à une explosion de vapeur en cuve est pratiquement éliminé. Des mesures de conception spécifiques vis-à-vis de l'explosion de vapeur en cuve ne sont donc pas justifiées.

### **3.3. PHÉNOMÈNES HORS CUVE**

Les dispositions constructives garantissent un puits de cuve et une zone d'étalement secs avant l'étalement du corium (voir section 6.2.6). De ce fait, l'interaction corium/eau hors cuve n'est prise en compte que lors du noyage du corium dans la zone d'étalement. Le délai du processus de noyage, décrit dans la section 6.2.6 garantit la formation de croûtes ou de couches visqueuses à la surface du corium. Les données expérimentales (tirées par exemple des essais MACE, voir section 19.2.2.4) montrent que le noyage du corium dans ces conditions, avec un débit faible, ne conduit pas à des interactions énergétiques pouvant mettre en danger l'étanchéité de l'enceinte. De plus, le noyage du corium étalé, avec l'hypothèse réaliste que 10% de la surface du corium est fragmentée, mène à un pic de pression inférieure à la pression de dimensionnement de l'enceinte.

### **4. STABILISATION DU CORIUM HORS CUVE**

La stabilisation du corium hors cuve est étudiée dans une section spécifique (voir section 19.2.2.4).

Afin d'éviter la traversée du radier par le corium, des rejets importants de produits de fission et une contamination de la nappe phréatique conséquence d'une perte de l'intégrité du fond de l'enceinte, des mesures sont prévues pour stabiliser le corium à l'intérieur de l'enceinte. Le concept de rétention du corium du réacteur EPR est basé sur son étalement sur une grande surface suivi de son noyage et de son refroidissement par dessus et par dessous avec de l'eau acheminée de manière passive depuis l'IRWST. Les détails de la solution technique sont fournis dans la section 6.2.6 et une démonstration avec des calculs thermohydrauliques est présentée dans la section 19.2.2.4. Les conditions limites correspondantes (masse de corium, températures initiales) proviennent de calculs de dégradation en cuve présentés dans la section 19.2.2.1.

Les dispositifs techniques et les solutions suivantes sont mises en œuvre :

- **Rétention temporaire du corium dans le puits de cuve :**  
Pour favoriser l'étalement du corium, le concept fait intervenir une phase préliminaire de rétention temporaire du corium dans le puits de cuve. Elle est réalisée grâce à une couche de béton sacrificiel à l'intérieur du puits de cuve que le corium doit traverser ainsi que par l'élimination des possibilités d'écoulement du corium ailleurs que par le canal de transfert situé au fond. La durée de la phase de rétention correspond au temps nécessaire à l'ablation de la couche sacrificielle et à la destruction thermique de la trappe fusible qui ferme le canal de transfert entre le puits de cuve et la chambre d'étalement.
- **Couche sacrificielle dans le puits de cuve :**  
L'ajout de béton uniformise, à la fin de la période de rétention temporaire, le spectre des caractéristiques du corium et rend le processus d'étalement ainsi que toutes les mesures de stabilisation indépendants des incertitudes liées à la phase en cuve. La stratégie choisie pour la rétention temporaire a une propriété d'autorégulation des caractéristiques du corium obtenu à la fin de l'ablation du béton sacrificiel. Elle est due au fait que le corium, pour éroder une couche d'épaisseur définie, doit également générer une quantité totale définie de puissance résiduelle. Une masse initiale trop faible de corium déversée de la cuve, ou un niveau de puissance résiduelle plus faible, conduit à des durées de rétention proportionnellement plus longues et vice

versa. Cela garantit une accumulation effective indépendante du scénario de déversement et du moment de la rupture de la cuve.

- **Couche protectrice dans le puits de cuve :**

Le béton sacrificiel est renforcé par une couche protectrice constituée de matériau réfractaire de type  $ZrO_2$  qui sépare, pendant la phase de rétention temporaire, le corium et le béton de structure du puits de cuve ce qui évite ainsi une ablation des structures porteuses du génie civil.

- **La trappe fusible et le canal de transfert du corium :**

Pour obtenir une répartition complète et homogène du corium dans la chambre d'étalement, l'étalement en une seule coulée est assuré par la mise en place d'une trappe sous le béton sacrificiel qui constitue un point faible bien défini qui rompt au contact du corium avec une section de passage suffisamment grande pour permettre une vidange rapide du corium.

- **Structure de refroidissement dans la chambre d'étalement :**

Le récupérateur de corium du réacteur EPR, sur lequel s'étalement le corium dans un environnement sec, est un creuset de faible profondeur en fonte dont la surface est d'environ 170 m<sup>2</sup>. Sa partie inférieure est constituée de centaines d'éléments individuels recouverts d'une couche de béton sacrificiel. L'arrivée du corium dans la structure de refroidissement déclenche l'ouverture de vannes passives permettant l'écoulement par gravité de l'eau de l'IRWST. L'eau remplit d'abord une conduite d'alimentation centrale sous le récupérateur, par la suite l'eau pénètre dans un système de canaux de refroidissement horizontaux parallèles formés par les ailettes qui constituent le fond des éléments réfrigérants. Elle submerge ensuite l'espace derrière les parois latérales de la structure de refroidissement. L'eau se déverse finalement sur la surface du corium en partant de la périphérie. Le front d'eau qui se déplace provoque une trempe locale et une fragmentation de corium ainsi qu'un important relâchement de vapeur d'eau dans l'enceinte. Dès que ce processus s'achève, une masse d'eau s'accumule au-dessus du corium recouvert d'une croûte. Grâce au débit initial d'environ  $100 \text{ kg/s}$  (2 vannes ouvertes) il est prévu que l'eau s'accumule sur le corium environ 30 min après la destruction des câbles de déclenchement (10 min pour le remplissage et 20 min durant lesquelles l'eau s'évapore entièrement). L'écoulement d'eau se poursuit jusqu'à ce que la pression hydrostatique de la chambre d'étalement et celle de l'IRWST s'équilibrent. La liaison à l'IRWST garantit une extraction de la chaleur du corium de manière complètement passive. Grâce au rapport surface-volume élevé créé par le processus d'étalement et du fait que le corium soit complètement entouré de surfaces refroidies, on obtient un confinement sûr du corium entre des croûtes stables.

- **Couche sacrificielle au-dessus de la structure de refroidissement :**

Les éléments réfrigérants, qui constituent le fond et les parois latérales du récupérateur, sont recouverts d'une couche de 10 à 20 cm de béton. Son ablation par le corium va durer au moins 20 min. Ce délai est suffisant pour assurer que les éléments de refroidissement sont noyés par l'extérieur et que l'eau a commencé à envahir la zone d'étalement avant son premier contact avec du corium fondu. La quantité de béton (principalement composé de  $SiO_2$ ) mélangé au corium dans le puits de cuve est suffisante pour rendre la couche d'oxyde plus légère que la couche métallique. La différence de densité augmente d'environ  $2 \text{ kg/dm}^3$  après le contact entre le béton et le corium dans la zone d'étalement ce qui garantit une disposition en couches avec la partie oxyde en partie supérieure à la fin de l'interaction corium/béton. Ceci évite tout phénomène thermique de type chalumeau ("focusing effect") sur les parois verticales et latérales du récupérateur et assure que, durant le refroidissement du corium, l'eau va être en contact avec la partie oxyde qui se fragmente facilement. Le cas d'un corium parfaitement mélangé entre phase oxyde et métal est de même acceptable (et présenté dans la section 19.2.2.4) car les propriétés du corium sont principalement déterminées par la phase oxyde.

## **5. PRÉVENTION DE LA SURPRESSION DE L'ENCEINTE**

La prévention de la surpression de l'enceinte est étudiée dans une section spécifique (voir section 19.2.2.5).

Le volume et la pression de dimensionnement de l'enceinte autorisent une période de grâce de 12 heures après le début de l'accident grave avant qu'il ne faille démarrer l'EVU pour éviter de manière sûre une surpression. Le système d'évacuation de puissance de l'enceinte est décrit dans une autre section (voir section 6.2.7).

Un système d'aspersion de l'enceinte avec circulation extérieure a été choisi pour l'évacuation de la chaleur en tenant compte du type d'enceinte sélectionné pour le réacteur EPR (enceinte en béton double paroi). Les avantages du système sont les suivants :

- Possibilité de réduction de la pression et de la température en un temps raisonnablement court (pour réduire la fuite et donc le terme source radiologique),
- Capacité de retour de la pression de l'enceinte à une valeur proche de la pression atmosphérique,
- Faible sensibilité aux conditions résultant d'un accident grave à l'intérieur de l'enceinte, en particulier du fait de l'absence de tout composant actif à l'intérieur de l'enceinte,
- Pas de besoins en R&D pour le développement du système d'aspersion,
- Faibles contraintes opérationnelles au cours de la durée de vie normale de l'installation (essais, maintenance) et en cas d'accident,

Le système sélectionné à deux trains possède les caractéristiques et performances suivantes : la mise en service de deux trains EVU, après une période de grâce de 12 heures après le début de l'accident grave, réduit la pression jusqu'à une valeur inférieure à 2 bar au bout des 12 heures suivantes et la maintient en dessous de 2 bar jusqu'à une configuration "long terme". Un seul train EVU permet de maintenir la pression de l'enceinte à une valeur inférieure à sa valeur absolue de dimensionnement (5,5 bar).

Le scénario de référence pour définir la pressurisation rapide de l'enceinte après une fusion du cœur est un APRP grosse brèche (rupture d'une ligne d'expansion). Les principaux contributeurs des masses et énergies libérées dans l'enceinte sont les suivants :

- Perte de réfrigérant primaire et masses et énergies libérées par le RCP,
- Combustion ou recombinaison de l'hydrogène produit au cours de l'accident,
- Production d'incondensables à la suite de la rupture de la cuve. Durant l'ablation de la couche sacrificielle, de l'hydrogène est produit et brûle immédiatement grâce à la quantité d'oxygène qui se trouve dans le puits de cuve. La production de CO/CO<sub>2</sub> est négligeable car le matériau sacrificiel ne contient que très peu de carbonates,
- Production de vapeur au cours de la phase de trempe après déclenchement du noyage du bain de fusion.

Les résultats des calculs de pression et de température sont fournis dans la section 19.2.2.5. Il a été démontré que les transitoires pris en compte pour la conception de l'enceinte sont bien enveloppés des transitoires calculés.

Il est de plus démontré que la perte d'un train à court terme n'aboutit pas à une augmentation de pression et qu'un seul train est capable de maintenir la pression de l'enceinte à deux bar sur le long terme (après 10 jours si le cœur est un cœur UOX et après 15 jours si le cœur est un cœur MOX).

La section 6.2.7 décrit l'EVU, y compris le schéma fonctionnel, alors que les calculs de transitoire de pression et de température sont présentés dans la section 19.2.2.5.

**LISTE DES RÉFÉRENCES**

**[1] G. Albrecht et al. – “KAJET Experiments on Pressure-Driven Melt Jets and their Interaction with Concrete”**

Forschungszentrum Karlsruhe, Technical Report FZKA 7002  
Karlsruhe, Germany, February, 2005

**[2] S. Basu and T. Ginsberg – “A reassessment of the potential for an alpha-mode containment failure and a review of broader fuel-coolant interaction issues”**

NUREG-1524, August 1996

**[3] F. Duplat, G. Berthoud and M. Hamon – “Recent results on the BILLEAU premixing experiment using cold and hot spheres (2200 K) and comparisons with MC3D calculations”**

International Meeting on Advanced Reactor Safety  
Orlando, Florida, June 1-5, 1997

**[4] W. Cherdron, H. Jacobs, A. Kaiser and W. Schütz « Measurement of steam explosion loads: the ECO experiments »**

NURETH-11,  
Avignon, France, October 2-6, 2005

**[5] I. Huhtiniemi, D. Magallon, H. Hohmann – « Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts »**

Nuclear Engineering and Design, Volume 189, 1999

**[6] R. Krieg et al. – “Slug impact loading on the vessel head during a postulated in-vessel steam explosion in pressurised water reactors”**

Nuclear Technology, Volume 111, 1995

**[7] D. Magallon and I. Huhtiniemi – “Energetic event in fuel-coolant interaction test FARO L33”**

ICONE-9  
Nice, France, April, 2001

**[8] D. Magallon et al. – « Status of International Program SERENA on Fuel Coolant Interaction »**

ICAPP 05  
Seoul, Korea, May 15-19, 2005

**[9] L. Meyer et al. – « Investigation of the premixing phase of a steam explosion with hot spheres »**

Nuclear Technology, Volume 123, N°2, 1998

**[10] D. Struwe et al. – “Consequence evaluation of in-vessel fuel coolant interaction in the European Pressurized water Reactor”**

Report FZKA 6316, 1999

**[11] P. Piluso et al. – « Steam explosion of Alumina in Krotos Facility: Is There a Material Effect? »**

ICAPP-05  
Seoul, Korea, May 15-19, 2005

**[12] R. Meignen, D. Magallon – “Comparative review of FCI computer models used in the OECD-SERENA program”**

ICAPP 05  
Seoul, Korea, May 15-19, 2005

**[13] J.H. Song et al. – “Fuel coolant interaction experiments in TROI using a UO<sub>2</sub>/ZrO<sub>2</sub> mixture”**

Nuclear Engineering and Design, Volume 222, May, 2003



## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2

PAGE 1/2

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

### SOMMAIRE

**.19.2.2 ETUDE DE L'IMPACT DES SCENARIOS DE FUSION DU CŒUR. . . 2**

### .19.2.2 ETUDE DE L'IMPACT DES SCENARIOS DE FUSION DU CŒUR

Pour respecter les objectifs radiologiques, l'enceinte de confinement du réacteur EPR doit conserver son intégrité vis-à-vis des sollicitations consécutives à un accident grave. Cette section décrit les calculs analytiques de progression d'accidents en cuve et dans l'enceinte, qui sont effectués pour étayer l'approche de sûreté et justifier l'efficacité des dispositions techniques conçues pour la mitigation des conséquences d'un accident grave.

Les principaux risques vis-à-vis de la perte de l'intégrité de l'enceinte pour lesquels des moyens de mitigation sont mis en œuvre sont :

- le risque d'une rupture de la cuve à haute pression susceptible de conduire à la perte de l'intégrité de l'enceinte par DCH. Il s'agit de justifier le concept de dépressurisation du circuit primaire (voir section 19.2.2.2), montrant qu'un temps suffisant est disponible à l'opérateur pour manœuvrer le système de dépressurisation et que la capacité de dépressurisation est suffisante pour éviter une rupture de la cuve au-dessus de 20 bar.
- les risques associés à une combustion de l'hydrogène dans l'enceinte pour lesquels il s'agit de justifier le concept de mitigation (voir section 19.2.2.3), montrant que la pression de dimensionnement de l'enceinte de 5,5 bar absolus ne sera pas dépassée, pour la plupart des scénarios accident grave, en cas de déflagration globale de tout l'hydrogène présent dans l'enceinte, et que les chargements dynamiques résultant d'une déflagration rapide, n'entraînent aucun risque de défaillance du confinement. On vérifie que des scénarios extrêmes, étudiés dans le cas d'études de sensibilité, ne conduisent jamais à un dépassement de la pression de vérification de l'étanchéité de l'enceinte de 6,5 bar absolus.
- le risque d'ablation du radier pour lequel il s'agit de justifier le concept de rétention du corium (voir section 19.2.2.4) montrant qu'une configuration stable du bain de corium peut être obtenue sans mettre en danger l'intégrité de l'enceinte.
- le risque de surpression de l'enceinte pour lequel il s'agit de justifier le concept d'évacuation de la chaleur de l'enceinte (voir section 19.2.2.5) montrant qu'il existe une période de grâce de □ suffisante pour la mise en route de l'EVU et une capacité suffisante du système d'aspersion pour dépressuriser l'enceinte sans augmenter à court terme le risque hydrogène et assurer à long terme le respect du profil de qualification des matériels utilisés pour la gestion des accidents graves (voir section 19.2.2.3).

La démonstration que le risque de retour à la criticité est écarté pour les différentes configurations accidentelles de fusion du cœur envisageables sur l'EPR est fournie dans la section 19.2.2.6.

L'instrumentation spécifique qui est utilisée pour la gestion de l'accident grave est décrite dans la dernière section (voir section 19.2.2.7).

Des scénarios de fusion du cœur à l'origine des sollicitations du circuit primaire et de l'enceinte, sont étudiés pour définir les conditions aux limites et chargements pour lesquels l'efficacité des moyens de mitigation doit être justifiée. Leur sélection, spécifique pour chaque type de sollicitations, est présentée en section 19.2.2.1 accompagnée des calculs de dégradation en cuve.

La justification de la conformité des conséquences radiologiques des scénarios de fusion cœur avec les objectifs assignés est présentée dans le paragraphe 1 de la section 19.2.3.

## **19.2.2 ÉTUDE DE L'IMPACT DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR**

### **19.2.2 ETUDE DE L'IMPACT DES SCENARIOS DE FUSION DU CŒUR**

#### **19.2.2.1 PROGRESSION DE L'ACCIDENT EN CUVE ET SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE**

#### **19.2.2.2 DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE**

#### **19.2.2.3 ÉVALUATION DE LA MITIGATION DU RISQUE HYDROGÈNE**

#### **19.2.2.4 ÉVALUATION DE LA STABILISATION DU CORIUM**

#### **19.2.2.5 PRESSION ET TEMPÉRATURE DANS L'ENCEINTE DE CONFINEMENT**

#### **19.2.2.6 RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ EN ACCIDENT GRAVE (EN ET HORS CUVE)**

#### **19.2.2.7 INSTRUMENTATION ACCIDENT GRAVE**

## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.1 PROGRESSION DE L'ACCIDENT EN CUVE ET SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1. PHÉNOMENOLOGIE DE LA PROGRESSION D'UN ACCIDENT GRAVE EN CUVE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1. MONTÉE EN TEMPÉRATURE ET OXYDATION DU CŒUR (PHASE 1) . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1.1. MONTÉE EN TEMPÉRATURE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1.2. OXYDATION DU CŒUR . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2. FUSION DU CŒUR, PERTE DE LA GÉOMÉTRIE REFROIDISSABLE ET FORMATION D'UN BAIN DE CORIUM (PHASE 2) . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.2.1. BALLONNEMENT ET ÉCLATEMENT DES GAINES DU COMBUSTIBLE, RELÂCHEMENT DES PRODUITS DE FISSION . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.2.2. RELOCALISATION DES MATÉRIAUX VERS LA PARTIE INFÉRIEURE DU CŒUR . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1.2.3. RELOCALISATION DU CORIUM VERS LE PLÉNUM INFÉRIEUR . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>1.3. CONFIGURATION DU CORIUM DANS LE PLÉNUM INFÉRIEUR ET RUPTURE DE LA CUVE (PHASE 3) . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>1.3.1. COMPORTEMENT DU CORIUM EN CUVE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>1.3.2. MODES DE RUPTURE DE LA CUVE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>1.4. CONSÉQUENCES D'UN RENOYAGE EN CUVE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>1.4.1. PRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>1.4.2. REPRISE DE LA RÉACTION D'OXYDATION . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>1.4.3. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2. ANALYSE DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.1. ÉTENDUE DE L'ÉTUDE DE CONCEPTION . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>2.2. DÉFINITION DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.3. ÉTUDES DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2.3.1. MÉTHODE D'ANALYSE DES SCÉNARIOS D'ACCIDENT GRAVE . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2.3.2. PRINCIPALES HYPOTHÈSES POUR L'ANALYSE DE LA DÉGRADATION DU CŒUR DANS LA CUVE . . . . .</b>	<b>15</b>



<b>2.3.3. RÉSULTATS PRINCIPAUX DES SCÉNARIOS . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>2.3.4. IDENTIFICATION DES PRINCIPAUX SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>2.3.5. IDENTIFICATION DES SCÉNARIOS EXTRÊMES . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>3. SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LA CONCEPTION DES MOYENS DE MITIGATION . . . . .</b>	<b>21</b>
<b>3.1. RISQUES ASSOCIÉS A UNE SÉQUENCE DE FUSION DU CŒUR A HAUTE PRESSION . . . . .</b>	<b>21</b>
<b>3.1.1. PARAMÈTRES PERTINENTS POUR SÉLECTIONNER LES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>21</b>
<b>3.1.2. SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>3.2. RISQUE HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>3.2.1. PARAMÈTRES PERTINENTS POUR SÉLECTIONNER LES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>3.2.2. MODE DE REJET DE L'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>3.2.3. SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LES REJETS D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>3.3. RISQUE D'ABLATION DU RADIER ET DU Puits DE CUVE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>3.3.1. PARAMÈTRES PERTINENTS POUR SÉLECTIONNER LES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>3.3.2. SÉLECTION DES MODES DE DÉVERSEMENT DU CORIUM DANS LE Puits DE CUVE . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>3.4. PRESSURISATION DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>3.5. SCÉNARIOS EN ÉTAT D'ARRÊT . . . . .</b>	<b>26</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.2.2.1.1</b>	<b>DONNÉES □ SYSTÈME DE PROTECTION CONTRE LA SURPRESSION, SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION .....</b>	<b>27</b>
<b>TAB-19.2.2.1.2</b>	<b>INVENTAIRE DES MATÉRIAUX DU CŒUR.....</b>	<b>28</b>
<b>TAB-19.2.2.1.3</b>	<b>DONNÉES □ PRINCIPALES CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>29</b>
<b>TAB-19.2.2.1.4</b>	<b>DONNÉES □ INVENTAIRE INITIAL DES PRODUITS DE FISSION.....</b>	<b>30</b>
<b>TAB-19.2.2.1.5</b>	<b>DONNÉES □ INVENTAIRE INITIAL DES PRODUITS DE FISSION.....</b>	<b>31</b>
<b>TAB-19.2.2.1.6</b>	<b>PUISSANCE RÉSIDUELLE – FRACTION DE LA PUISSANCE RÉSIDUELLE EN % DE LA PUISSANCE NOMINALE.....</b>	<b>32</b>
<b>TAB-19.2.2.1.7</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ : APRP EN BRANCHE FROIDE (BF), BRANCHE CHAUDE (BC), OU PRESSURISEUR (PZR) AVEC REFROIDISSEMENT SECONDAIRE PARTIEL (RP) ET RAPIDE (RR) .....</b>	<b>33</b>
<b>TAB-19.2.2.1.8</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ APRP PETITES ET GROSSES BRÈCHES AVEC OU SANS REFROIDISSEMENT SECONDAIRE PARTIEL (RP).....</b>	<b>34</b>
<b>TAB-19.2.2.1.9</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ SCÉNARIOS DE PERTE TOTALE DES ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES .....</b>	<b>37</b>
<b>TAB-19.2.2.1.10</b>	<b>CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ SCÉNARIOS DE PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE DES GV (PTEA).....</b>	<b>38</b>
<b>TAB-19.2.2.1.11</b>	<b>PRINCIPAUX RÉSULTATS POUR LES SCÉNARIOS EXTRÊMES □.....</b>	<b>39</b>
<b>TAB-19.2.2.1.12</b>	<b>SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LA PRÉVENTION DE LA FUSION DU CŒUR SOUS HAUTE PRESSION .....</b>	<b>40</b>
<b>TAB-19.2.2.1.13</b>	<b>SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LE RISQUE HYDROGÈNE .....</b>	<b>41</b>
<b>TAB-19.2.2.1.14</b>	<b>SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LES CONDITIONS DE REJET DU CORIUM HORS CUVE .....</b>	<b>43</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.2.2.1.1 FAMILLE 1 – APRP [ ] EN BRANCHE FROIDE, REFROIDISSEMENTS PARTIEL ET RAPIDE PAR LE SECONDAIRE : PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE .....</b>	<b>44</b>
<b>FIG-19.2.2.1.2 FAMILLE 2 – APRP [ ] EN BRANCHE CHAUDE AVEC REFROIDISSEMENT PARTIEL PAR LE SECONDAIRE : PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE .....</b>	<b>45</b>
<b>FIG-19.2.2.1.3 FAMILLE 3 – PTAE : PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE .....</b>	<b>46</b>
<b>FIG-19.2.2.1.4 FAMILLE 4 – PTEA : PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE .....</b>	<b>47</b>
<b>FIG-19.2.2.1.5 PRODUCTION D’HYDROGÈNE POUR LES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR .....</b>	<b>48</b>
<b>FIG-19.2.2.1.6 SORTIE DU CORIUM DE LA CUVE – MASSES RELACHÉES DE LA CUVE EN FONCTION DU TEMPS APRÈS LA RUPTURE CUVE POUR TROIS SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE .....</b>	<b>49</b>
<b>FIG-19.2.2.1.7 MASSES LIBÉRÉES DANS L’ENCEINTE APRP GROSSE BRÈCHE : RUPTURE DE LA LIGNE D’EXPANSION.....</b>	<b>50</b>
<b>FIG-19.2.2.1.8 ÉNERGIES LIBÉRÉES DANS L’ENCEINTE APRP GROSSE BRÈCHE : RUPTURE DE LA LIGNE D’EXPANSION.....</b>	<b>51</b>

## .19.2.2.1 PROGRESSION DE L'ACCIDENT EN CUVE ET SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE

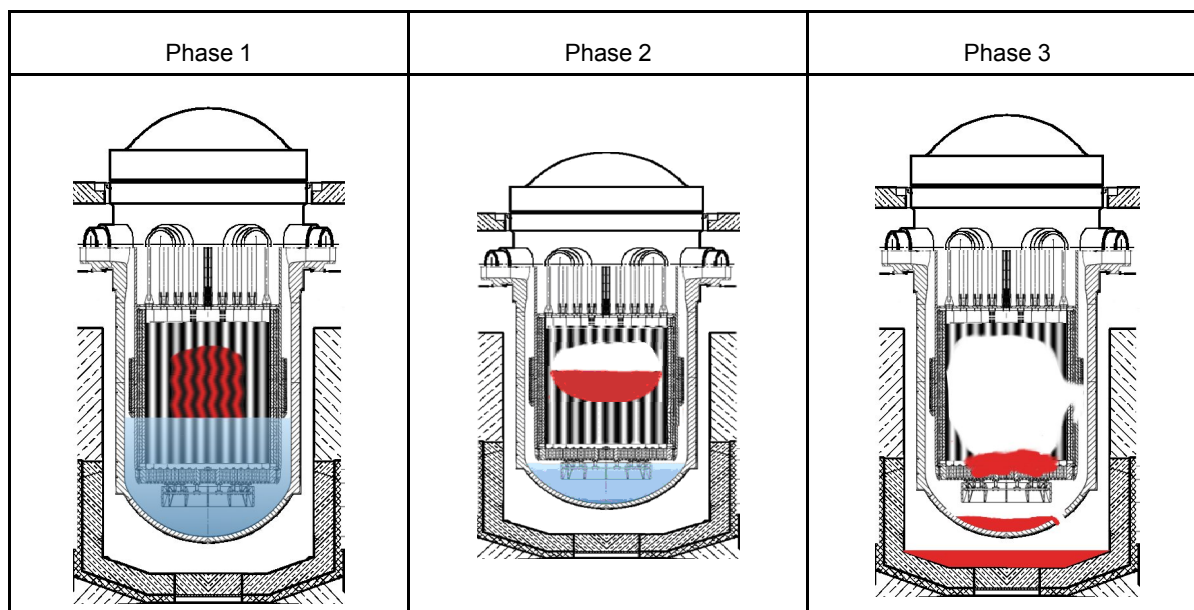
### 1. PHÉNOMENOLOGIE DE LA PROGRESSION D'UN ACCIDENT GRAVE EN CUVE

Un accident grave se définit comme une séquence accidentelle entraînant la fusion partielle ou totale du cœur. Le mélange résultant de la fusion des différents constituants du cœur est appelé corium. La phénoménologie des accidents graves est complexe et pluridisciplinaire. Ainsi, les principaux phénomènes étudiés comprennent, de manière non-exhaustive : l'interaction entre le corium, les structures, et le réfrigérant primaire, le relâchement et le transport des produits de fission, la tenue mécanique des éléments du primaire, la production de l'hydrogène pouvant brûler dans l'enceinte.

Dans un accident grave, trois phases distinctes peuvent être identifiées :

- La phase 1, caractérisée par un échauffement rapide et l'oxydation du cœur.
- La phase 2, caractérisée par la dégradation importante du combustible et des structures du cœur.
- La phase 3, caractérisée par la rupture de la cuve.

Ces trois phases sont schématiquement représentées par les figures ci-dessous :



#### 1.1. MONTÉE EN TEMPÉRATURE ET OXYDATION DU CŒUR (PHASE 1)

##### 1.1.1. Montée en température

Un accident grave est initié par la perte de la capacité de refroidissement durant une longue période. Cette situation résulte de la perte du réfrigérant primaire et de l'indisponibilité de plusieurs systèmes de sauvegarde.

La cause de la perte de réfrigérant peut être soit une brèche dans le circuit primaire, c'est le cas des accidents de perte de réfrigérant primaire (APRP), soit l'indisponibilité du secondaire, qui entraîne la vaporisation de l'eau du circuit primaire et sa décharge dans un réservoir dédié via les soupapes du pressuriseur, c'est le cas des scénarios de perte totale d'eau alimentaire des générateurs de vapeur (PTEA) et de perte totale des alimentations électriques (PTAE).

Dans tous les scénarios, la réaction nucléaire est arrêtée par la chute des barres de contrôle bien avant le découvrément du cœur. Cependant, la puissance fournie par le combustible ne s'annule pas pour autant, à cause de la désintégration des produits de fission.

Lorsque le cœur commence à se découvrir, la partie supérieure du combustible n'est plus en contact avec de l'eau, mais avec de la vapeur. La vapeur ne peut pas refroidir de manière efficace le combustible, qui va monter en température. La température de la vapeur en sortie du cœur sert de critère de passage en accident grave, lorsqu'elle atteint  $300^{\circ}\text{C}$ . À ce moment, l'opérateur doit dépressuriser le circuit primaire via l'activation de deux vannes  $V_1$  et  $V_2$ . Cette dépressurisation a pour but premier d'éviter les séquences accidentelles à haute pression, dont les risques sont détaillés dans la section 19.2.2.2.

Quand la température du combustible atteint  $300^{\circ}\text{C}$ , la réaction d'oxydation des gaines du combustible en alliage M5<sup>TM</sup> par la vapeur d'eau devient importante, et de l'hydrogène est produit.

### 1.1.2. Oxydation du cœur

#### 1.1.2.1. Oxydation du zirconium contenu dans l'alliage M5<sup>TM</sup>

La réaction d'oxydation du zirconium par la vapeur d'eau est fortement exothermique. De plus, elle est favorisée par une température élevée. Un processus d'emballement va donc se mettre en place, dans lequel l'oxydation du zirconium va induire une montée en température qui va elle-même favoriser l'oxydation. La température du cœur croît très rapidement, de  $1^{\circ}\text{C}$  à  $10^{\circ}\text{C}$  par seconde. La réaction d'oxydation du zirconium est principalement la suivante :



Q vaut environ 6,4 MJ par kilogramme de zirconium consommé. Dans le cœur, la réaction est limitée par :

- La disponibilité du zirconium. En effet, au fur et à mesure de l'oxydation du zirconium, une couche d'oxyde protectrice relativement peu perméable à la vapeur et à l'oxygène va se former à la surface du gainage. Le zirconium le plus interne est donc plus difficilement oxydable. Toutefois, cet effet est mitigé par une température élevée, qui accroît la diffusion de la vapeur et de l'oxygène dans la couche d'oxyde.
- La disponibilité de la vapeur d'eau. La vapeur d'eau peut être un facteur limitatif par suite de la baisse de niveau d'eau dans la cuve.

Le maintien de la géométrie refroidissable, qui maximise la surface de contact entre la vapeur d'eau et le zirconium, est un facteur aggravant vis-à-vis de la production hydrogène.

En plus de l'oxydation par la vapeur d'eau, le zirconium peut s'oxyder lors de sa dissolution dans le dioxyde d'uranium, selon la réaction suivante :



#### 1.1.2.2. Oxydation des autres matériaux

L'oxydation du zirconium est prépondérante en termes d'énergie totale délivrée, puisque la masse totale de zirconium dans le cœur est très importante (38 tonnes). Cependant, d'autres matériaux sont oxydés dans le cœur. Les deux principales réactions, outre celle impliquant le zirconium, sont :

- L'oxydation du B<sub>4</sub>C des barres de contrôle  
Cette réaction est fortement exothermique. Trois réactions sont susceptibles d'avoir lieu :



Ces réactions sont, comme l'oxydation du zirconium, limitées par la couche protectrice de  $\text{B}_2\text{O}_3$  se formant à la surface de la barre de contrôle et par la disponibilité de la vapeur d'eau.

- L'oxydation de l'acier des structures

À une température proche de son point de fusion, l'acier inoxydable réagit avec la vapeur d'eau. Ses différents constituants, principalement le fer, le chrome, et le nickel, vont s'oxyder. Les réactions principales sont :



### 1.1.2.3. Conséquence de l'oxydation sur la progression de l'accident

L'oxydation des différents matériaux contenus dans le cœur a un impact direct et majeur sur la progression de l'accident grave. Cet impact peut être résumé en trois points :

- L'oxydation des structures est, généralement, très exothermique. L'emballement de la réaction entraîne donc une dégradation conséquente et très rapide du cœur.
- L'oxydation des structures va transformer une partie de l'inventaire métallique (comme par exemple le zirconium) en oxyde (comme la zircone  $\text{ZrO}_2$ ). Or, la quantité relative des éléments oxydes et des éléments métalliques a une influence directe sur le déroulement de l'accident grave. En particulier, la progression du corium au travers du cœur dépend, entre autre, de la viscosité du corium, qui est fonction de son taux d'oxydation.
- Enfin, l'oxydation produit de l'hydrogène, un gaz hautement inflammable. L'oxydation de 100% de l'inventaire cœur de zirconium produirait environ 1600 kg d'hydrogène. L'hydrogène produit pendant la dégradation en cuve l'est principalement durant trois étapes de l'accident : lors du découvrément et de la fusion du cœur qui s'ensuit, en cas de renoyage d'un cœur déjà dégradé, et lors de la relocalisation du corium dans le plénum inférieur. Une fraction seulement du zirconium est oxydée en cuve. Lors des interactions corium/matériaux dans l'enceinte, essentiellement avec le béton dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement, le zirconium pourra être complètement oxydé.

## **1.2. FUSION DU CŒUR, PERTE DE LA GÉOMÉTRIE REFROIDISSABLE ET FORMATION D'UN BAIN DE CORIUM (PHASE 2)**

Le déroulement de la dégradation dépend fortement des modalités de découvrément du cœur, de la pression du circuit primaire, de l'oxydation, et plus généralement des conditions thermohydrauliques dans le cœur.

### 1.2.1. Ballonnement et éclatement des gaines du combustible, relâchement des produits de fission

La montée en température des gaz contenus dans le combustible et le relâchement de gaz de fission provoquent le gonflement de la gaine du combustible, phénomène qu'on appelle ballonnement. Le ballonnement et l'éclatement subséquent des gaines du combustible influent directement sur la cinétique de dégradation du cœur. En effet, la rupture des gaines permet d'exposer la face interne du gainage à la vapeur d'eau, ce qui augmente la surface d'oxydation du zirconium. De plus, la rupture des gaines va permettre aux gaz de fission (principalement des gaz rares) de s'échapper. Il s'agit alors de la perte de la première barrière de confinement.

Pour les transitoires ayant lieu à basse pression primaire, comme un APRP grosse brèche, les gaines commencent à se déformer et à éclater lorsque la température locale atteint [1]. Pour les scénarios se déroulant à moyenne ou haute pression, comme un PTAE, l'éclatement des gaines pourra être retardé jusqu'à des températures supérieures à [1] grâce à des gradients de pression plus favorables.

En plus de son importance vis-à-vis du terme source radiologique inhérent à tout accident grave, le relâchement des produits de fission influe sur la cinétique de dégradation du cœur. En effet, la libération des produits de fission diminue la fraction de la puissance résiduelle dégagée dans le cœur. Suivant l'épuisement du combustible, cette réduction peut aller jusqu'à 30% de la puissance résiduelle. Cependant, ces produits de fission peuvent rester en partie dans le circuit primaire et continuer à participer à l'échauffement du cœur.

### 1.2.2. Relocalisation des matériaux vers la partie inférieure du cœur

La dégradation du cœur se poursuit, et les différents matériaux constituant le cœur vont fondre et se liquéfier à des températures différentes. Ces matériaux fondent, coulent vers le bas, et se solidifient dans les parties du cœur plus froides, formant des structures « en chandelle ». Lorsqu'ils rencontrent des obstacles locaux, comme les grilles d'espacement, ces matériaux s'étendent horizontalement, et forment des blocages. Ces blocages perturbent la circulation des gaz dans le cœur, et servent de support à la formation de bains liquides, éventuellement surmontés de lits de débris encore solides. Un lit de débris plus conséquent peut apparaître, au moins de façon temporaire (jusqu'à sa refusion), en cas de renoyage par les accumulateurs.

- Les barres de contrôle en alliage argent, indium, cadmium commencent à fondre dès [1].
- Lorsque la température du cœur atteint [1], le zirconium réagit avec d'autres matériaux de cœur (comme l'acier inoxydable) pour former des composés à basse température de fusion, appelées eutectiques.
- À [1], l'acier inoxydable fond.
- L'alliage à base de zirconium M5™ fond lorsque la température atteint [1]. Cependant, sa relocalisation peut être limitée par la présence d'une couche d'oxyde protectrice, dont la température de fusion est beaucoup plus élevée [1]. L'historique d'oxydation joue donc un rôle important dans le processus de relocalisation. Parallèlement, l'oxydation du zirconium est pratiquement stoppée, à cause de la réduction importante de la surface de contact zirconium/vapeur causée par la perte de la géométrie cylindrique.
- Dernière étape de la dégradation du cœur, les céramiques (comme l'UO<sub>2</sub> et le ZrO<sub>2</sub>) vont se liquéfier. Leur liquéfaction peut être due soit à la formation d'eutectiques, comme la formation d'un composé liquide (U,Zr,O) à [1], soit à l'atteinte de leurs températures de fusion ([1] pour la zircone, [1] pour l'UO<sub>2</sub>).

À ce stade, un bain d'oxydes liquides de grande taille se forme, supporté par une croûte formée dans les régions plus froides du cœur et recouvert par un bain de métal liquide. En effet, par nature, le corium est un mélange hétérogène constitué d'espèces oxydes et métalliques. Ces espèces, selon les proportions, peuvent ne pas être miscibles entre elles. La phase métallique ayant une densité plus faible que la phase oxyde, elle aura tendance à surnager à la surface de cette dernière.

### 1.2.3. Relocalisation du corium vers le plénum inférieur

Une circulation de matériaux liquides, liée à la convection naturelle, se met en place dans le bain de corium. Un aspect notable de la convection naturelle dans une telle configuration est que le transfert de chaleur radial en partie supérieure du bain est plus efficace que le transfert de chaleur axial en partie inférieure du bain. La direction préférentielle de relocalisation du corium est donc radiale, à travers le réflecteur lourd puis l'enveloppe de cœur.

Lorsque le corium perce le réflecteur lourd et l'enveloppe de cœur, il reste encore une quantité importante d'eau dans la partie inférieure de la cuve. La relocalisation du corium dans l'eau du plénum inférieur initie une interaction corium-eau qui entraîne la production de grandes quantités de vapeur voire, de manière peu probable, une explosion de vapeur (voir la section 19.2.1).

La pressurisation du circuit primaire consécutive à la production de grandes quantités de vapeur est sans impact sur la cuve, grâce à la capacité importante de dépressurisation fournie par la ligne de décharge dédiée aux accidents graves. De plus, il est montré dans la section 19.2.1 qu'une éventuelle explosion vapeur dans la cuve n'aurait pas d'impact vis-à-vis de l'intégrité de l'enceinte.

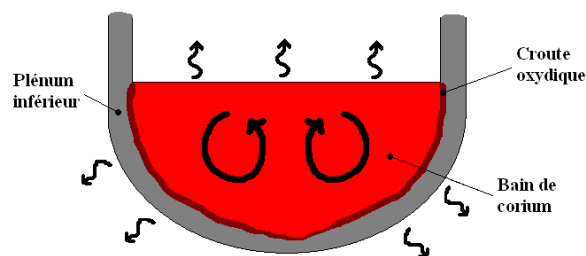
## 1.3. CONFIGURATION DU CORIUM DANS LE PLÉNUM INFÉRIEUR ET RUPTURE DE LA CUVE (PHASE 3)

### 1.3.1. Comportement du corium en cuve

Lors de la relocalisation du corium dans le plénum inférieur rempli d'eau, il n'y a pas de rupture immédiate de la cuve par effet de jet. Si le premier jet de corium touchant le fond de la cuve est constitué d'oxydes, une croûte se forme à l'interface corium/cuve. Les oxydes ayant une faible conductivité thermique, cette croûte joue le rôle d'isolant thermique et empêche donc une rupture de cuve par effet de jet. Alternativement, si ce jet est de nature métallique, la grande refroidissabilité des métaux dans l'eau assure temporairement l'intégrité de la cuve.

Le corium continuant de se relocaliser, il se fragmente au contact de l'eau résiduelle dans le fond de cuve et s'accumule dans le plénum inférieur. Il s'accumule jusqu'au moment où la puissance extraite par vaporisation de l'eau et par conduction à travers la cuve est inférieure à la puissance résiduelle générée dans le fond de la cuve : la température du corium se met alors à croître, jusqu'à atteindre la température de fusion des structures en acier du fond de cuve, puis la température de fusion des oxydes. Le corium devient alors majoritairement liquide. Suivant l'historique de fusion et de relocalisation, deux configurations du corium sont possibles :

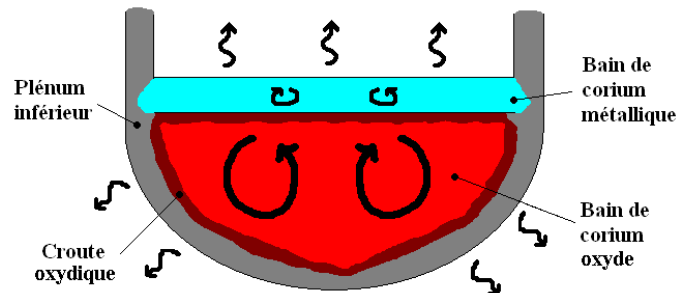
- Un bain homogène de corium métallique et oxyde, animé de mouvements de convection interne, entouré par une croûte isolante et recouvert d'un lit de débris encore solides. Cette configuration est peu probable, car le métal et l'oxyde sont pratiquement immiscibles.



- Un bain hétérogène de corium, le bain oxyde plus dense étant recouvert par le bain métallique. Une croûte se forme tout autour du bain oxyde car il est environné de métal dont le point de fusion est inférieur d'environ 100°C à sa température de liquidus. En l'absence d'eau dans le fond de cuve et pour des couches de métal de faible épaisseur, cette configuration est plus pénalisante que la



précédente. En effet, dans cette configuration, la distribution du flux aux frontières du bain métalliques tend à augmenter la vitesse d'érosion de la cuve au niveau de la couche métallique. Ce phénomène est appelé « effet chalumeau » (ou « focusing effect »).



### 1.3.2. Modes de rupture de la cuve

La rupture de la cuve peut avoir lieu avant que tout l'inventaire de corium soit relocalisé en fond de cuve. La position et la taille de la première brèche apparaissant dans le fond de cuve dépendent de la configuration du corium et de la pression primaire.

La position de la brèche dépend majoritairement de la configuration du corium. Elle se situe préférentiellement au niveau de la couche métallique, ou en dessous de la surface libre, en partie haute du bain pendant la formation de ce dernier.

La taille de la brèche dépend de la pression primaire (environ 5 bar pour la plupart des scénarios) :

- Si la pression primaire est faible lors de la rupture cuve, ce qui est le cas pour la plupart des scénarios au vu de la capacité de dépressurisation, la rupture de la cuve se fait par ablation thermique. La brèche est de petite taille, mais est agrandie par ablation au fur et à mesure du déversement du corium. L'agrandissement de la brèche initiale est suffisamment important pour vidanger très rapidement la partie du bain de corium se trouvant au-dessus du niveau du trou. Une petite quantité de corium se trouvant en dessous du niveau du trou est aussi déchargée par effet d'entraînement. Une brèche correspondant à un trou de diamètre 0,4 m à 1 m environ est considérée comme la plus probable pour la première rupture se produisant dans le fond de cuve.
- Pour des pressions primaires plus élevées (supérieures à 10 bar), la rupture de la cuve se fait par fluage. Le fluage caractérise la déformation progressive d'un matériau à la fois porté à une grande température et soumis à de fortes contraintes. La brèche a alors une forme de « bouche de poisson » (« fish mouth », schématisée ci-dessous), et une taille supérieure à 0,3 m<sup>2</sup>. Cette brèche peut s'accompagner d'une importante dispersion de corium dans le puits de cuve, si la pression primaire à la rupture cuve est importante.



Le corium se situant en dessous du niveau de la brèche est déversé dans le puits de cuve peu de temps après la première rupture de cuve. En effet, le reste de la cuve va rompre par l'échauffement du corium resté dans le fond de cuve et aussi par les échanges thermiques avec le corium déversé dans le puits de cuve.

Enfin, du fait du flux thermique élevé apporté à la cuve par l'acier en surface du bain de corium dans le fond de cuve, on peut supposer qu'il est théoriquement possible que des chargements thermiques symétriques quasi uniformes provoquent une rupture circonférentielle de la cuve. Le mode de défaillance avec cisaillement circonférentiel complet du fond de cuve correspond à une coulée instantanée de tout le corium relocalisé dans le plénum inférieur. Néanmoins, du fait des variations locales inévitables de la répartition du flux thermique dans le fond de cuve, l'angle de rupture initial sera bien inférieur à 360°, et l'hypothèse d'un décalottage instantané du fond de cuve à basse pression est peu probable. Néanmoins ce mode de rupture est pris en compte de manière conservative pour définir des chargements dynamiques pénalisants sur la cuve et le puits de cuve.

#### **1.4. CONSÉQUENCES D'UN RENOYAGE EN CUVE**

En tenant compte de la gestion accidentelle préconisée dans la conduite accident grave, un cœur dégradé peut-être renoyé en cas de dépressurisation tardive du circuit primaire, lors d'un scénario haute ou moyenne pression :

- par l'injection des accumulateurs,
- par l'injection temporaire de l'IS au début de l'accident grave.

Compte tenu du risque de recirculation de produits radioactifs à l'extérieur de l'enceinte, l'utilisation de l'injection de sécurité pendant la dégradation du cœur n'est pas créditée. L'IS n'est pas utilisé après le début d'un accident grave.

Les principales conséquences d'un renoyage sont présentées dans les sections suivantes.

##### **1.4.1. Pressurisation du circuit primaire**

Le renoyage peut conduire à une pressurisation transitoire de la cuve due à l'interaction corium/eau.

Cette pressurisation dépend du niveau de fragmentation du corium et de l'efficacité du transfert thermique. Bien qu'elle soit limitée par la capacité de décharge du RCP, des valeurs de pression primaire entre 10 et 20 bar environ à la rupture de la cuve seraient possibles si un renoyage intervenait trop tardivement. Cette éventualité est éliminée selon la stratégie de non utilisation de l'IS après le début d'un accident grave.

### 1.4.2. Reprise de la réaction d'oxydation

Le renoyage, en particulier au cours de la première phase d'oxydation, en géométrie faiblement dégradée, peut augmenter la production d'hydrogène en cuve.

L'augmentation de la production d'hydrogène dépend du niveau de dégradation du cœur et du niveau de température, du niveau d'oxydation de la gaine avant renoyage et du débit de renoyage, à cause des effets concurrents entre le refroidissement par l'eau et la montée en température engendrée par la réaction exothermique du zirconium avec la vapeur. Le débit d'hydrogène peut être plus important que lors du premier découverture du cœur. Ceci résulte de la conjonction entre :

- la production importante de vapeur associée à la vaporisation de l'eau d'injection,
- l'exposition de zirconium non encore oxydé, à cause de la génération d'un choc froid et d'un pic de pression, qui entraînent de fortes contraintes mécaniques sur le combustible. En particulier, la trempe des gaines les rend fragiles, ce qui favorise l'exposition du zirconium interne.

L'injection peut donc accélérer transitoirement la dégradation du cœur. Cette accélération de la dégradation a pu être observée lors de l'accident de I-2, lorsqu'une pompe primaire a été remise en route alors que le cœur était déjà fortement dégradé.

Néanmoins, si l'injection d'eau a lieu alors que la température du cœur est supérieure à la température de fusion des gaines en M5™, une oxydation significative du zirconium n'est pas probable. La plupart du zirconium ayant déjà été oxydé, et le zirconium restant étant sous forme de bain compact, la surface de contact avec la vapeur est limitée.

### 1.4.3. Risque de retour en criticité

L'injection d'une eau insuffisamment borée peut entraîner le retour en criticité du cœur, c'est-à-dire la remise en route de la réaction nucléaire. Les trois principales configurations de la dégradation en cuve comportant des risques de retour en criticité en cas de renoyage sont les suivantes :

- Configuration 1 : géométrie du cœur quasi-intacte et perte d'antiréactivité par la fuite de produits de fission neutrophages et par la perte des barres de contrôle, qui fondent avant les crayons combustibles.
- Configuration 2 : présence d'une masse de corium refroidie et fragmentée dans le cœur.
- Configuration 3 : présence d'un lit de débris de corium refroidi et fragmenté dans le plénum inférieur.

Il est vérifié que la concentration en bore des accumulateurs et de l'IRWST prévient tout risque de retour en criticité en cas de renoyage sur un cœur dégradé par les accumulateurs ou par l'injection temporaire de l'IS (voir la section 19.2.2.6).

## 2. ANALYSE DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR

### 2.1. ÉTENDUE DE L'ÉTUDE DE CONCEPTION

La dégradation du cœur et la progression de la fusion en cuve déterminent les caractéristiques du corium relocalisé dans le plénum inférieur, qui va se déverser dans le puits de cuve en cas de rupture de cuve. Elles déterminent aussi les masses et énergies libérées par le circuit primaire, qui constituent les conditions limites initiales pour l'évaluation des chargements dans l'enceinte.

Pour justifier les dispositions de conception et les moyens de mitigation destinés à faire face aux différentes conséquences d'un accident grave, des conditions limites ont été définies à partir d'une sélection de scénarios de référence de fusion du cœur. Elles vont permettre de définir les chargements pour lesquels les moyens de mitigation sont dimensionnés, et justifier l'efficacité de ces moyens.

Les études des scénarios avec fusion du cœur se caractérisent par une approche en plusieurs étapes :

- La première étape consiste à identifier les classes de scénarios d'un point de vue phénoménologique.
- La deuxième étape consiste à étudier avec un code intégral  $\square$  et à classer de manière paramétrique, différents scénarios qui correspondent à toutes les situations pouvant conduire à une fusion du cœur ; les conditions limites sont déterminées : niveau de pression du circuit primaire, masses et énergies libérées, rejet d'hydrogène et de produits de fission, déversement de corium dans le puits de cuve après rupture de la cuve.
- La troisième étape consiste à sélectionner de manière spécifique à chacun des risques ci-dessous les scénarios de référence qui fourniront les chargements auxquels les moyens de mitigation doivent faire face.

Les risques suivants sont étudiés sur la base de scénarios sélectionnés :

- dépressurisation du circuit primaire (voir la sélection des scénarios au [§ 3.1.](#) et l'analyse en section 19.2.2.2),
- risque hydrogène dans l'enceinte (voir la sélection des scénarios au [§ 3.2.](#) et l'analyse en section 19.2.2.3),
- stabilisation du corium hors cuve (voir la sélection des scénarios au [§ 3.3.](#) et l'analyse en section 19.2.2.4),
- pressurisation de l'enceinte (voir la sélection des scénarios au [§ 3.4.](#) et l'analyse en section 19.2.2.5).

Les risques suivants ne nécessitent pas de sélection de scénarios préalable :

- retour en criticité (voir section 19.2.2.6)  
Le risque de retour en criticité est étudié en considérant des hypothèses enveloppes de tous les scénarios de fusion du cœur.
- interactions entre le réfrigérant et le combustible (voir section 19.2.1)  
Des dispositions de conception ont été prises vis-à-vis du risque d'explosion vapeur hors cuve pour garantir un puits de cuve sec et une zone d'étalement sèche, avant l'arrivée du corium.

Conformément à l'approche de sûreté dans laquelle les scénarios de fusion du cœur à haute pression sont pratiquement éliminés, la sélection couvre les scénarios à basse pression qui présentent un large éventail de phénomènes physiques. Ils fournissent une enveloppe raisonnable, du point de vue de la gravité des phénomènes associés à chacun des risques étudiés vis-à-vis de la perte d'intégrité de l'enceinte : ce sont les scénarios de référence pour justifier l'efficacité des moyens de mitigation.

La sélection des scénarios appropriés se base principalement sur des principes déterministes ; toutefois, dans certains cas, l'analyse est complétée par des arguments probabilistes.

## **2.2. DÉFINITION DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR**

Entre le dénoyage du cœur et la rupture de la cuve, l'enchaînement des phénomènes comporte plusieurs phases similaires à tous les scénarios mais avec une durée différente. Ce sont les suivantes :

- La phase 1 avec :
  - Dénoyage et échauffement du cœur dû à la perte progressive de l'eau de refroidissement.
  - Oxydation des gaines avec production d'hydrogène et relâchement de produits de fission volatils.
- La phase 2 avec :

- Début de la fusion du cœur avec formation d'eutectiques entre les matériaux et formation d'un lit de débris dans le cœur.
- Propagation du bain de corium dans le cœur jusqu'au percement du réflecteur et de l'enveloppe.
- La phase 3 :
  - Relocalisation du corium dans le fond de cuve. Formation d'un lit de débris suite à la fragmentation du jet de corium dans l'eau résiduelle présente dans le fond de cuve.
  - Échauffement, rupture de la cuve et écoulement du corium dans le puits de cuve.
- La phase 4 : rétention temporaire du corium dans le puits de cuve (voir section 19.2.2.4).
- La phase 5 : rupture du bouchon fusible, et étalement du corium dans le récupérateur, via le canal de transfert, puis refroidissement du corium (voir section 19.2.2.4).

Pour justifier l'efficacité des moyens de mitigation, deux groupes significatifs de scénarios sont définis :

#### Scénarios représentatifs :

Les scénarios représentatifs correspondent à l'application avec succès de la stratégie de dépressurisation du circuit primaire, au critère ultime d'ouverture des vannes de dépressurisation. L'évolution de ces scénarios basse pression dépend de la taille et de la position de la brèche (le cas échéant), et des capacités d'évacuation de la puissance par le secondaire.

Les scénarios représentatifs incluent :

- Des scénarios de fusion précoce du cœur initialement à basse pression pour lesquels la dépressurisation du RCP est obtenue grâce à une taille de brèche importante, et/ou à des capacités suffisantes d'évacuation de la puissance du côté secondaire. La ligne de dépressurisation dédiée accidents graves est ouverte à l'entrée en accident grave et restera ouverte pour éviter une rupture de la cuve en pression.
- Des scénarios initialement à haute ou moyenne pression qui nécessitent l'ouverture de la ligne de dépressurisation dédiée accident grave pour éviter une fusion du cœur à haute pression. La stratégie de dépressurisation du RCP vise à ouvrir les vannes de dépressurisation AG suffisamment rapidement pour permettre l'injection de toute l'eau des accumulateurs avant le début d'une oxydation importante des crayons. La stratégie de gestion de l'accident vise à :
  - dépressuriser le circuit primaire pour éviter, lors de la rupture cuve, l'éjection à haute pression de combustible fondu hors de la cuve et le risque d'échauffement direct de l'enceinte par les débris pulvérisés,
  - retarder le début de la fusion du cœur,
  - réduire autant que possible la production d'hydrogène.

Les scénarios représentatifs sont utilisés comme base pour la conception des moyens de mitigation des accidents graves.

#### Scénarios extrêmes :

Les scénarios extrêmes correspondent à une dépressurisation retardée du circuit primaire par l'opérateur. Ils peuvent conduire à des chargements plus pénalisants que les scénarios représentatifs, soit à cause de l'échauffement plus important du circuit primaire à haute ou moyenne pression, soit à cause des effets du renoyage du cœur par les accumulateurs et éventuellement et transitoirement par l'IS (voir [§ 1.4.](#)) avant son arrêt.

Les paramètres importants sont l'instant de dépressurisation et le débit d'injection. Des études de sensibilité sur le temps de dépressurisation sont réalisées.

Les scénarios extrêmes sont utilisés pour montrer la robustesse des mesures de mitigation proposées, et justifier qu'il n'y a pas d'effet falaise dans l'analyse du risque.

### **2.3. ÉTUDES DES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR**

#### **2.3.1. Méthode d'analyse des scénarios d'accident grave**

Les scénarios de fusion du cœur sont déterminés autant que possible sur une base réaliste. L'hypothèse pénalisante, l'indisponibilité des injections de sécurité ISMP et ISBP dès le début de l'accident, fournissant le temps le plus court pour le début du dénoyage, est considérée systématiquement.

□

Les phases de dégradation du circuit primaire, les masses et énergies rejetées du circuit primaire vers l'enceinte sont calculées □ :

- vapeur d'eau,
- hydrogène produit en cuve,
- produits de fission,
- corium à la rupture de cuve.

□ Les logiciels utilisés sont explicités dans les chapitres adéquats et en Annexe 19A.

Les scénarios étudiés correspondent à un accident intervenant pendant le fonctionnement normal en puissance du réacteur. Les sollicitations pour les accidents survenant en état d'arrêt du réacteur sont équivalentes ou inférieures à celles survenant en fonctionnement en puissance (voir § 3.5.).

#### **2.3.2. Principales hypothèses pour l'analyse de la dégradation du cœur dans la cuve**

Système de protection contre les surpressions, système de dépressurisation et systèmes de sauvegarde :

Les données sont fournies dans le tableau [TAB-19.2.2.1.1](#).

Chaque GV peut être alimenté par l'une des pompes ASG motorisée. Pour les scénarios où l'ASG est disponible, les transitoires APRP par exemple, une valeur constante de □ pour le débit de l'ASG est considérée.

Caractéristiques du cœur et principales masses d'acier dans la cuve :

Les données sont fournies dans le tableau [TAB-19.2.2.1.2](#).

□

Principales conditions initiales :

Voir le tableau [TAB-19.2.2.1.3](#).

Inventaire initial de produits de fission :

Voir les tableaux [TAB-19.2.2.1.4](#) et [TAB-19.2.2.1.5](#). Le premier tableau présente les masses des différents produits de fission obtenues □, le second présente leur distribution dans les 12 groupes de produits de fission □ ayant un comportement physico-chimique similaire.

Puissance résiduelle utilisée pour les études d'accidents graves :

La puissance résiduelle utilisée correspond à un réacteur de 4500 MWth, avec un cœur MOX 18 mois (voir le tableau [TAB-19.2.2.1.6](#)). Étant donné que des produits de fission volatils sont libérés au cours de l'échauffement et de la fusion des crayons combustibles, la puissance résiduelle totale est répartie entre le cœur restant, l'atmosphère de l'enceinte, l'IRWST et le corium relocalisé en fond de cuve.

**2.3.3. Résultats principaux des scénarios**

En complément de la chronologie des phases de dégradation en cuve, quatre résultats principaux sont donnés pour chaque scénario, afin d'évaluer leur pertinence pour les problématiques de dépressurisation du circuit primaire et de combustion hydrogène. Ces quatre résultats sont :

- La production hydrogène totale en cuve, en kg.
- L'inflammabilité du gaz : indique si le mélange de gaz moyen contenu dans l'enceinte est susceptible de brûler, en le comparant aux limites d'inflammabilité du diagramme de Shapiro.
- La pression adiabatique isochore de combustion complète (PAICC) maximale atteinte durant le scénario, en sachant qu'elle vaut :
  - La pression de l'enceinte si le mélange n'est pas susceptible de brûler.
  - La pression obtenue en faisant brûler de manière instantanée, adiabatique, et isochore la totalité de l'hydrogène présent dans l'enceinte si le mélange est susceptible de brûler.
- La différence de pression entre le circuit primaire et le puits de cuve lors de la rupture de la cuve (en bar).


**2.3.4. Identification des principaux scénarios représentatifs**

Les principaux scénarios de fusion du cœur à considérer, sont :

- Perte de la chaîne de refroidissement RRI/SEC.
- Perte totale d'alimentation électrique externe cumulée à la perte des 6 générateurs diesel (PTAE).
- Perte de la station de pompage.
- Accident avec perte de réfrigérant primaire (APRP) petite brèche.
- Accident avec perte de réfrigérant primaire (APRP) grosse brèche par rupture de la ligne d'expansion du pressuriseur.
- Perte totale d'eau alimentaire des GV (PTEA).

Cet ensemble de scénarios de fusion du cœur couvre tous les cas de pertes de réfrigérant primaire qui conduisent à un dénoyage et une dégradation du cœur. L'injection de sécurité étant indisponible, la progression de l'accident est influencée par la taille de la brèche, si elle existe, et par la capacité d'évacuation de la chaleur par les générateurs de vapeur avant l'entrée en accident grave. En première approche, la rupture d'un tube de générateur de vapeur, une perte d'étanchéité aux joints d'une pompe primaire après une perte totale d'alimentation électrique, ou une rupture sur une pompe primaire elle-même après une perte de la chaîne de refroidissement RRI/SEC sont assimilées à un APRP.

Toutes les études sont faites pour des scénarios de fusion du cœur débutants à pleine puissance (état 100% PN).

La procédure de refroidissement partiel par le secondaire consiste à abaisser progressivement le seuil de tarage des vannes de décharge des GV afin de dépressuriser le secondaire . La procédure de refroidissement rapide par le secondaire consiste à ouvrir en grand les vannes de décharge des GV afin de complètement dépressuriser le secondaire.

Les différents scénarios aboutissant à la fusion du cœur peuvent être classés en quatre familles, suivant leurs initiateurs et leur capacité d'évacuation de la puissance par le secondaire. On distingue en particulier les APRP avec refroidissement rapide par le secondaire des autres APRP, à cause de leur cinétique plus longue et d'une énergie moindre transférée à l'enceinte, ce qui diminue la quantité de vapeur présente dans l'enceinte et favorise donc la combustion de l'hydrogène. Les scénarios étudiés pour chaque famille sont décrits ci-dessous. De plus, un jeu de courbes représentant la température en sortie cœur, les pressions du circuit primaire et des GV, et le niveau d'eau tassé dans le circuit primaire est fourni pour un scénario par famille.

#### **2.3.4.1. Famille 1 : APRP petite brèche avec refroidissements au secondaire partiel et rapide**

L'enchaînement des événements ainsi que les résultats principaux de tous les scénarios représentatifs appartenant à cette famille sont réunis dans le tableau [TAB-19.2.2.1.7](#).

Plusieurs tailles et localisations de brèche sont étudiées. La taille de brèche varie de 1 pouce (5 cm<sup>2</sup>) à 3 pouces (46 cm<sup>2</sup>). Des scénarios avec brèche dans la branche froide (BF), dans la branche chaude (BC) ou sur le pressuriseur (PZR) ont été étudiés.

Au temps initial ( $t = 0$ ), une brèche apparaît. De l'eau sous-saturée est déchargée par la brèche et l'inventaire en eau du circuit primaire diminue. On suppose une défaillance de l'injection de sécurité.

Le signal d'arrêt automatique du réacteur est initié lorsque la pression du pressuriseur descend  $\square$ .  $\square$  À cet instant, l'eau alimentaire principale est coupée instantanément et l'alimentation de secours est activée avec un délai de découplage  $\square$ . L'eau du RCP arrive à saturation et des bulles apparaissent dans le cœur. Du fait de la perte d'eau à la brèche et de la vaporisation de l'eau du RCP, les régions supérieures, comme le plénum supérieur, les branches chaudes et les tubes des générateurs de vapeur, commencent à se vider.  $\square$ .

Lorsque le signal du système d'injection de sécurité est atteint  $\square$ , un refroidissement partiel au secondaire est automatiquement effectué.

Trente minutes après l'arrêt automatique du réacteur, une dépressurisation maximale du secondaire est amorcée par l'opérateur en ouvrant totalement les vannes de décharge des GV : c'est le refroidissement rapide au secondaire.

En raison de l'ouverture totale de ces vannes et de la taille de la brèche, la pression primaire chute jusqu'à la valeur seuil d'injection des accumulateurs, avant le début du découvrement du cœur. La dégradation du cœur est donc retardée. Le découvrement du cœur intervient donc lorsque l'alimentation de secours des GV s'épuise  $\square$ , ou peu avant. La réalimentation de la bêche ASG (voir sous-chapitre 6.6) n'est pas valorisée, ce qui permet de couvrir des niveaux de puissance résiduelle lors de l'accident grave représentatifs des états d'arrêt.

Lorsque la température à la sortie du cœur atteint  $\square$ , la ligne de dépressurisation dédiée accident grave est ouverte. Parallèlement, les GV sont isolés afin de prévenir tout rejet via les vannes et les soupapes des GV. L'ouverture de la ligne de dépressurisation dédiée accident grave est susceptible d'entraîner la rupture des disques du réservoir de décharge du pressuriseur, qui sont tarés pour s'ouvrir lorsque la différence de pression entre le réservoir et l'enceinte atteint 19 bar.

La température en sortie cœur, les pressions du circuit primaire et des GV, et le niveau d'eau tassé dans le circuit primaire sont fournis pour un scénario de brèche de 2 pouces en branche froide avec refroidissements au secondaire partiel et rapide (voir la figure [FIG-19.2.2.1.1](#)).

#### **2.3.4.2. Famille 2 : APRP grosse brèche, APRP petite brèche sans refroidissement secondaire, et APRP petite brèche avec refroidissement secondaire partiel seulement**

L'enchaînement des événements ainsi que les résultats principaux de tous les scénarios représentatifs appartenant à cette famille sont réunis dans le tableau [TAB-19.2.2.1.8](#).

APRP grosse brèche



Pour ce scénario, on postule la rupture de la ligne d'expansion du pressuriseur. La brèche est suffisante pour évacuer toute la puissance résiduelle : la pression primaire devient rapidement inférieure à la pression secondaire. La vidange du circuit primaire se fait en [ ] environ, malgré l'injection des accumulateurs une minute après la rupture du circuit primaire.

Lorsque la température à la sortie du cœur atteint [ ], la ligne de dépressurisation dédiée accident grave est ouverte. Parallèlement, les GV sont isolés afin de prévenir tout rejet via les soupapes et les vannes des GV. Grâce à la taille importante de la brèche, la pression primaire reste faible, et les disques de rupture du réservoir de décharge du pressuriseur n'éclatent donc pas.

#### APRP petite brèche avec refroidissement partiel seulement.

Plusieurs tailles et localisations de brèche sont étudiées. La taille de brèche varie de 1 pouce (5 cm<sup>2</sup>) à 3 pouces (46 cm<sup>2</sup>). Des scénarios avec brèche dans la branche froide (BF), dans la branche chaude (BC) ou sur le pressuriseur (PZR) ont été étudiés.

L'évolution de la dégradation est similaire à celle de la première famille, à ceci près que le refroidissement rapide n'a pas lieu, à cause d'une erreur de l'opérateur ou d'un dysfonctionnement matériel.

Le débit de vapeur à la brèche n'est pas suffisant pour évacuer complètement la puissance générée dans le cœur, et une partie de la puissance résiduelle est donc transférée au secondaire. La température du fluide du côté primaire est légèrement supérieure à la température de saturation de la pression secondaire du GV alimenté en eau. Par conséquent, la pression primaire se stabilise à une valeur supérieure à celle de la pression secondaire qui correspond au seuil des vannes de décharge des GV après le refroidissement partiel [ ].

L'extraction de la puissance par le secondaire étant moins efficace et le débit à la brèche étant plus important que dans le cas de la première famille, le découvrement du cœur a lieu beaucoup plus tôt, alors que les GV sont encore remplis d'eau.

Lorsque la température à la sortie du cœur atteint [ ], la ligne de dépressurisation dédiée accident grave est ouverte. Parallèlement, les GV sont isolés afin de prévenir tout rejet via les soupapes et les vannes des GV. L'ouverture de la ligne de décharge dédiée accident grave est susceptible d'entraîner la rupture des disques du réservoir de décharge du pressuriseur.

La température en sortie cœur, les pressions du circuit primaire et des GV, et le niveau d'eau tassé dans le circuit primaire sont fournis pour un scénario de brèche de 2 pouces en branche chaude avec refroidissements au secondaire partiel (voir la figure [FIG-19.2.2.1.2](#)).

#### APRP petite brèche sans refroidissement partiel au secondaire.

Plusieurs tailles et localisations de brèche sont étudiées. La taille de brèche varie de 0,5 pouce (1,3 cm<sup>2</sup>) à 4 pouces (82 cm<sup>2</sup>). Des scénarios avec brèche dans la branche froide (BF) ou dans la branche chaude (BC) ont été étudiés.

Dans ces scénarios, l'évolution de la dégradation est très similaire à celle de leurs homologues avec refroidissement partiel au secondaire, à ceci près que le débit à la brèche étant plus élevé, leur progression est plus rapide.

### **2.3.4.3. Famille 3 : Scénarios de perte totale des alimentations électriques (PTAE)**

L'enchaînement des événements ainsi que les résultats principaux de tous les scénarios représentatifs appartenant à cette famille sont réunis dans le tableau [TAB-19.2.2.1.9](#).

#### Scénario de perte totale des alimentations électriques

La description d'un scénario PTAE est la suivante :

La perte de l'alimentation externe au temps  $t = 0$  s provoque l'arrêt des pompes primaires et des pompes ARE, l'arrêt automatique du réacteur et le déclenchement de la turbine. Les six générateurs diesels de secours étant indisponibles, les systèmes actifs sont inutilisables. Seuls les composants passifs sont disponibles : soupapes de sûreté du pressuriseur et des générateurs de vapeur, les accumulateurs, ainsi que les vannes dédiées accidents graves, qui sont alimentées par des batteries dédiées accidents graves.

□

Les générateurs de vapeur évacuent suffisamment de puissance résiduelle du cœur par vaporisation de l'eau du côté secondaire pour permettre à la pression primaire de diminuer. Mais l'eau du secondaire finit par s'épuiser, si bien que le circuit primaire s'échauffe et que sa pression augmente jusqu'au cyclage des vannes du pressuriseur : elles amorcent une succession d'ouvertures (pour diminuer la pression) et de fermetures (pour préserver l'inventaire en eau). Cependant, l'inventaire en eau du primaire diminue, jusqu'à ce que le cœur se découvre.

Finalement, le critère ultime d'accident grave (□ en sortie cœur) pour activer l'ouverture de la vanne de dépressurisation dédiée accident grave est atteint □ après l'initiateur. La baisse de pression primaire provoquée par l'ouverture des vannes permet aux accumulateurs d'injecter, ce qui retarde la fusion du cœur d'une heure environ.

La température en sortie cœur, les pressions du circuit primaire et des GV, et le niveau d'eau tassé dans le circuit primaire sont fournis pour un scénario de PTAE (voir la figure [FIG-19.2.2.1.3](#)).

#### Scénario de perte totale des alimentations électriques avec refroidissement partiel au secondaire

Il est probable que dans certains cas, l'alimentation électrique soit disponible pendant des fenêtres de temps très courtes, par exemple en cas de retour temporaire de l'alimentation électrique externe. Dans ce cas, la procédure impose à l'opérateur d'initier un refroidissement partiel au secondaire. On postule dans ce scénario qu'un refroidissement partiel a lieu □ après l'initiateur. Bien qu'il ne diffère pas sensiblement d'un scénario PTAE standard du point de vue évènementiel, le gradient de pression plus élevé entre le primaire et le secondaire augmente les contraintes exercées sur les tubes des GV.

#### Scénario de perte totale des alimentations électriques avec fuites aux joints des pompes primaires dès l'initiation de l'accident

À cause de l'indisponibilité des systèmes actifs, l'injection aux joints des pompes primaires est stoppée. Il est donc possible que les joints se dégradent et que l'étanchéité ne soit plus assurée. On postule dans ce scénario que la perte de l'étanchéité des joints des quatre pompes primaires est immédiate, et qu'elle est équivalente à la formation de brèches de taille équivalente dans le circuit primaire.

Dans ce scénario de PTAE, la perte de l'inventaire en eau se fait non pas par les soupapes du pressuriseur mais par les brèches, car il s'agit d'un transitoire basse pression.

#### Scénario de perte totale des alimentations électriques avec refroidissement partiel au secondaire et fuites aux joints des pompes primaires lorsque le circuit primaire atteint les conditions de saturation

Ce scénario est un PTAE combinant deux hypothèses réalistes :

- L'initiation d'un refroidissement partiel au secondaire □ après initiateur grâce à un retour temporaire des alimentations électriques externes ou de secours.
- La perte de l'étanchéité des joints des pompes primaires lorsque l'eau du primaire atteint les conditions de saturation. Ce critère est choisi car il accroît les sollicitations sur les joints.

#### Scénario de perte totale des alimentations électriques avec soupape du pressuriseur bloquée ouverte

Ce scénario est identique au PTAE standard jusqu'à l'atteinte d'une température de sortie cœur □, □ environ après initiateur. On postule alors de manière arbitraire qu'une des soupapes du pressuriseur,

alors en plein cyclage, se bloque en position ouverte. La perte de réfrigérant primaire est alors accentuée. Il s'agit donc d'un scénario plus rapide et à plus basse pression que le PTAE standard.

#### **2.3.4.4. Famille 4 : Scénarios de perte totale de l'eau alimentaire des GV (PTEA)**

L'enchaînement des événements ainsi que les résultats principaux de tous les scénarios représentatifs appartenant à cette famille sont réunis dans le tableau [TAB-19.2.2.1.10](#).

##### Scénario de perte totale de l'eau alimentaire des GV

Les scénarios de perte totale d'eau alimentaire diffèrent de la précédente famille par :

- l'arrêt automatique qui est initié sur critère de bas niveau GV,
- l'arrêt des pompes primaires sur critère de très bas niveau GV,

au lieu du temps  $t = 0$  s pour les scénarios de PTAE.

Du fait de la plus grande quantité d'énergie transmise au RCP, l'assèchement des GV est atteint plus tôt. C'est donc un transitoire plus rapide que le PTAE standard.

La température en sortie cœur, les pressions du circuit primaire et des GV, et le niveau d'eau tassé dans le circuit primaire sont fournis pour un scénario de PTEA (voir la figure [FIG-19.2.2.1.4](#)).

##### Scénario de perte totale de l'eau alimentaire des GV avec procédure de gavé-ouvert réussie jusqu'au repli vers le RRA et perte des moyens d'injection

Dans ce scénario de PTEA, la procédure de gavé-ouvert est initiée et réussie jusqu'à la connexion au RRA. La procédure de gavé-ouvert consiste en :

- l'ouverture de la ligne de dépressurisation dédiée au gavé-ouvert,
- l'injection par les quatre trains de l'ISMP et les quatre trains de l'ISBP, lorsque la baisse de la pression leur permet d'injecter,
- la désactivation des quatre trains d'injection ISMP puis ISBP un par un sur des critères de marge à la saturation,
- la fermeture de la ligne dédiée au gavé-ouvert et la connexion au RRA lorsqu'il ne reste plus qu'un train ISBP.

À cet instant, on postule la perte des moyens d'injection. Les conditions d'entrée en accident grave sont alors réunies. La caractéristique de ce scénario est qu'il s'agit d'un scénario haute pression dans lequel les accumulateurs se sont vidés avant l'entrée en accident grave.

#### **2.3.5. Identification des scénarios extrêmes**

Les effets du renoyage en cuve et ses conséquences en cas d'accident grave sont évalués. En effet, la possibilité d'une dépressurisation tardive du RCP avec une injection des accumulateurs et éventuellement une injection active temporaire, est prise en compte (voir [§ 1.4.](#)).

Les conséquences d'un renoyage en cuve dû à une dépressurisation ultime retardée par suite d'une erreur de l'opérateur sont analysées de manière paramétrique, en faisant varier le temps de dépressurisation. De nombreux scénarios sont ainsi analysés.

Pour justifier l'efficacité des moyens de mitigation et montrer que la conception procure une marge de tolérance vis-à-vis des conséquences d'une erreur humaine, il a été considéré des scénarios présentant différents retards de dépressurisation, inférieurs à une heure environ au-delà du critère ultime de dépressurisation (650° C en sortie cœur). Les scénarios haute pression sans dépressurisation lors de la première heure sont traités dans le cadre de l'EPS de niveau 2. Les scénarios analysés sont :

- Deuxième famille : tous les scénarios type APRP avec refroidissement partiel au secondaire seulement.
- Tous les scénarios de la troisième famille (type PTAE), sauf les deux scénarios type PTAE avec refroidissement partiel au secondaire.
- Tous les scénarios de la quatrième famille (type PTEA), avec ou sans IS disponible à l'entrée en accident grave.

Les scénarios appartenant à la première famille ne sont pas étudiés car l'initiation d'un refroidissement rapide au secondaire entraîne l'injection des accumulateurs, qui ne peuvent donc injecter sur un cœur chaud par la suite.

Les scénarios étudiés ainsi que leurs résultats principaux sont reportés dans le tableau [TAB-19.2.2.1.11](#).

### **3. SÉLECTION DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LA CONCEPTION DES MOYENS DE MITIGATION**

Les conditions limites utilisées pour la conception des moyens de mitigation sont déduites des résultats des scénarios représentatifs ou extrêmes qui sont raisonnablement enveloppes de l'étendue des phénomènes qui doivent être maîtrisés par les moyens de mitigation. Les risques essentiels et les principaux paramètres associés sont présentés dans les paragraphes suivants.

#### **3.1. RISQUES ASSOCIÉS A UNE SÉQUENCE DE FUSION DU CŒUR A HAUTE PRESSION**

##### **3.1.1. Paramètres pertinents pour sélectionner les scénarios de référence**

Concernant la prévention des risques associés à une séquence de fusion du cœur à haute pression, les principaux paramètres à considérer sont les suivants :

###### **La pression à la rupture cuve**

En cas de pression primaire trop importante lors de la rupture de la cuve, le corium peut se disperser dans l'enceinte, entraînant :

- des transferts thermiques importants entre le corium et le gaz de l'enceinte, ce qui accroît la pression de l'enceinte,
- l'oxydation des composantes métalliques du corium, produisant ainsi de l'hydrogène qui peut brûler, induisant ainsi des chargements pénalisants vis-à-vis de l'intégrité de l'enceinte.

Il est admis que ces phénomènes sont évités au moins pour une pression primaire à la rupture cuve inférieure à 20 bar.

D'autre part, une pression primaire trop importante à la rupture de la cuve pourrait, avec une hypothèse pénalisante de décalottage instantané du fond de cuve, conduire à des forces qui pourraient soulever la cuve. Les études menées sur ce point démontrent l'absence de risque consécutif à une rupture du fond de cuve à la pression de découplage de 20 bar (voir section 19.2.2.2).

###### **La température du gaz traversant les vannes de dépressurisation**

Cette température est considérée pour la qualification des vannes et la justification de la tenue de la ligne de décharge.

La ligne de dépressurisation joue un rôle dans la mitigation du risque hydrogène. En effet, l'hydrogène transitant par la ligne de dépressurisation est stocké dans le réservoir de décharge du pressuriseur. Deux lignes de décharge vers l'enceinte partent du réservoir et aboutissent à deux compartiments

distincts, dans lesquels de nombreux recombineurs ont été implantés. Le débit local d'hydrogène dans l'enceinte est donc divisé en deux (voir le [§ 3.2.2.](#)).

#### La pression primaire ainsi que la température des structures du primaire

Les transitoires d'accidents graves soumettent les structures primaires (branches chaudes et froides, tubes des GV) à des températures très élevées, en particulier lorsque la pression primaire reste élevée et favorise la convection naturelle des gaz. Le risque de rupture par fluage du primaire est donc évalué pour les transitoires de fusion du cœur à haute pression avec retard d'environ une heure dans l'ouverture des vannes de dépressurisation. Il est montré qu'il n'y a pas de rupture induite des tubes GV qui pourrait conduire à un bypass radiologique de l'enceinte.


#### Le temps additionnel disponible pour la dépressurisation en cas de retard de l'opérateur

La connaissance du temps additionnel disponible pour amorcer une dépressurisation permet de souligner la robustesse des moyens de mitigation du risque de fusion cœur à haute pression et l'acceptabilité de l'activation manuelle.

### 3.1.2. Scénarios de référence

Le tableau [TAB-19.2.2.1.12](#) présente les scénarios de référence, étudiés pour évaluer l'efficacité de l'approche de mitigation utilisée pour éviter les risques associés à une séquence de fusion du cœur à haute pression.

Ces scénarios sont :

- une PTAE (scénario représentatif),
- une PTEA avec une dépressurisation retardée d'une heure (scénario extrême),
- une PTAE avec une soupape du pressuriseur bloquée ouverte  et une ouverture retardée d'une heure des vannes dédiées aux accidents graves (scénario extrême).

Pour les scénarios extrêmes, lorsque les vannes dédiées sont ouvertes pendant la période d'une heure après l'entrée en accident grave et que les disques de rupture du réservoir de décharge du pressuriseur ont éclaté, la pression primaire au moment de la rupture de cuve est inférieure à 5 bar.

## 3.2. RISQUE HYDROGÈNE

### 3.2.1. Paramètres pertinents pour sélectionner les scénarios de référence

La sélection des scénarios et des conditions limites associées est faite par rapport aux paramètres qui peuvent influencer sur l'intégrité de l'enceinte.

Les paramètres importants sont le mode de rejet de l'hydrogène, la production d'hydrogène (qui regroupe les notions de cinétique de relâchement et de quantité totale produite) et la teneur en vapeur associée. Les principaux risques dans l'enceinte sont :

- Les risques globaux liés à la déflagration lente de l'hydrogène qui conduisent à un chargement quasi-statique sur l'enceinte. Ces risques sont évalués via le calcul de la pression de combustion complète adiabatique et isochore (PAICC) de l'hydrogène réparti dans l'enceinte. Le calcul a été effectué systématiquement pour tous les scénarios étudiés. Les scénarios les plus défavorables correspondent à la combinaison d'une grande production d'hydrogène et de la quantité la plus importante de vapeur possible en restant en-dessous de la limite d'inertage. En effet, l'augmentation de pression liée à la déflagration viendra s'ajouter à une pression initiale plus importante.
- Les risques locaux de déflagration rapide et de transition à la détonation, qui conduisent à des chargements dynamiques et des pics de pression plus élevés, et qui doivent être évités ; les principaux paramètres influant sur ces risques sont la production d'hydrogène et sa cinétique de

rejet, ainsi qu'une faible production de vapeur : une teneur en vapeur élevée réduit les risques de déflagration rapide et de transition à la détonation.

### **3.2.2. Mode de rejet de l'hydrogène**

Le circuit primaire est relié à un grand réservoir (RDP) qui recueille les effluents du pressuriseur évitant ainsi une contamination de l'enceinte en fonctionnement normal. Ce réservoir est équipé de deux risques de rupture susceptibles de s'ouvrir en cas de montée en pression excessive du circuit primaire (ouverture dans cette situation des vannes de décharge du pressuriseur). Ces disques de rupture débouchant sur les locaux [\[1\]](#), le RDP met dans ce cas en relation le circuit primaire et l'enceinte.

Trois modes de rejet différents de l'hydrogène sont possibles selon la pression primaire :

- Un rejet uniquement par la brèche, comme pour le scénario APRP petite brèche avec refroidissement rapide par le secondaire car le RCP est dépressurisé en dessous de 20 bar (du fait de la taille de la brèche ou de l'évacuation de chaleur par les générateurs de vapeur) lorsque le seuil de [\[1\]](#) à la sortie du cœur est atteint. Les disques de rupture n'éclatent donc pas systématiquement, sauf si le pic de pression pendant la relocalisation du corium dans le fond de cuve initialement rempli d'eau dépasse 20 bar.
- Un rejet mixte via la brèche et les vannes pressuriseur pour des scénarios comme l'APRP petite brèche avec seulement un refroidissement secondaire partiel, où les disques de rupture ont éclaté.
- Un rejet uniquement par les vannes du pressuriseur pour un scénario de fusion du cœur sans rupture du RCP comme une PTAE ou une PTEA.

### **3.2.3. Sélection des scénarios de référence pour les rejets d'hydrogène dans l'enceinte**

#### **3.2.3.1. Scénarios représentatifs**

La production d'hydrogène a été déterminée pour tous les scénarios sans renoyage sur un cœur en fusion étudiés (voir tableau [TAB-19.2.2.1.13](#)). Les scénarios représentatifs de référence ont été sélectionnés pour prouver l'efficacité des moyens de mitigation de l'hydrogène.

Le choix de scénarios importants vis-à-vis du risque hydrogène local a été effectué en se basant principalement sur :

- Le débit d'hydrogène aux interfaces entre le circuit primaire et l'enceinte : à quantité égale d'hydrogène relâché, un fort débit est plus pénalisant qu'un faible débit. En effet, un fort débit va dans le sens d'une concentration locale augmentée, favorisant le risque de combustion locale.
- Le débit de vapeur aux interfaces entre le circuit primaire et l'enceinte : à quantité égale et débit similaire d'hydrogène relâché, un fort débit de vapeur est moins pénalisant qu'un faible débit. En effet, une grande concentration en vapeur augmente l'inertage local, diminuant le risque de combustion locale. Il en découle que les scénarios représentatifs d'APRP avec refroidissement rapide par le secondaire, qui sont caractérisés par une atmosphère dans l'enceinte relativement moins riche en vapeur que les autres scénarios, sont les plus propices à une combustion hydrogène.
- La présence ou non d'une brèche dans le circuit primaire : avec des conditions de relâchement similaire, la présence d'une brèche est plus pénalisante qu'un circuit primaire sans brèche. En effet, dans les scénarios sans brèche le risque hydrogène est mitigé via les dispositions explicitées dans le [§ 3.2.2.](#) Son débit est divisé par deux, et il est dirigé vers des compartiments contenant de nombreux recombeneurs.

Afin d'évaluer le risque hydrogène local, en différents endroits de l'enceinte, des études d'APRP ont été effectuées en considérant de multiples tailles de brèche mais aussi différents emplacements de la brèche (en branche froide, en branche chaude ou sur le pressuriseur).

Les scénarios représentatifs sélectionnés pour être de référence sont donnés dans le tableau [TAB-19.2.2.1.13](#).

### 3.2.3.2. Scénarios extrêmes

Des études de sensibilité sur les productions d'hydrogène des scénarios extrêmes ont été effectuées [1]. En particulier, des scénarios d'APRP comportant une dépressurisation tardive ont été analysés pour différents instants de dépressurisation, avec des tailles de brèche différentes en branche froide, branche chaude, ou au pressuriseur. La dépressurisation tardive peut s'accompagner d'un renoyage du cœur dégradé par les accumulateurs (voir [§ 1.4](#)).

Seule la production d'hydrogène la plus défavorable a été sélectionnée. Les études montrent une production d'hydrogène supplémentaire avec un débit plus élevé pour un renoyage se produisant lors de la phase d'oxydation des gaines. Dans ces conditions, l'injection fournit une source supplémentaire de vapeur qui est susceptible de maintenir et renforcer le processus d'oxydation.

Les scénarios avec dépressurisation tardive sont sélectionnés pour évaluer la quantité d'hydrogène supplémentaire produite par rapport à un scénario représentatif et justifier en particulier l'absence d'effet falaise vis-à-vis d'une défaillance précoce de l'enceinte.

Les scénarios extrêmes sélectionnés pour être de référence sont donnés dans le tableau [TAB-19.2.2.1.13](#).

Les productions d'hydrogène en cuve des scénarios sélectionnés sont présentées sur la figure [FIG-19.2.2.1.5](#).

## 3.3. RISQUE D'ABLATION DU RADIER ET DU Puits DE CUVE

### 3.3.1. Paramètres pertinents pour sélectionner les scénarios de référence

La sélection des scénarios appropriés vise à justifier le fonctionnement de la rétention provisoire du corium dans le puits de cuve comme un préalable principal au succès de l'étalement du corium et de la stabilisation du corium à long terme. La quantité de corium qui s'écoule de la cuve ainsi que la composition du corium donnent les conditions limites de l'interaction corium-béton dans le puits de cuve.

#### Pression lors de la rupture de la cuve

La pression primaire au moment de la rupture de la cuve peut influencer sur la durée de vidange. Pour la plupart des scénarios, la capacité de la décharge permet d'avoir un circuit primaire dépressurisé à environ 5 bar au moment de la rupture de la cuve : le mode de déversement du corium dans le puits de cuve est alors l'écoulement gravitaire.

#### Caractéristiques du corium

- La composition du corium, en particulier de la première coulée, a un impact sur l'interaction corium/béton qui a lieu dans le puits de cuve. [1] On suppose une coulée initiale dans le puits de cuve formée :
  - soit de corium entièrement sous forme oxyde,
  - soit sous forme uniquement métallique,
  - soit un mélange oxyde/métal.
- [1]
- [1]
- [1]

### **3.3.2. Sélection des modes de déversement du corium dans le puits de cuve**

Les transitoires de déversement de référence indiqués sur la figure [FIG-19.2.2.1.6](#) résultent de scénarios représentatifs, avec écoulement gravitationnel du corium.

Une dépressurisation retardée du circuit primaire, accompagnée éventuellement d'un renoyage temporaire pour les scénarios à haute ou moyenne pression conformément à la conduite accident grave, ne modifie pas de manière significative les conditions à la rupture de cuve, par rapport à un scénario représentatif. C'est pourquoi, on ne distingue pas les scénarios extrêmes vis-à-vis de la justification du concept de récupération et de stabilisation du corium.

Outre la partition entre corium oxyde/métallique de la première coulée pouvant influencer sur les conditions de stratification dans le puits de cuve pendant l'interaction avec le corium superficiel, deux autres paramètres sont importants vis-à-vis de l'interaction corium/béton : la puissance résiduelle au sein du corium et le transitoire de son déversement de la cuve. La vitesse d'ablation jusqu'à la fusion de la porte fusible qui dépend de ces deux paramètres est déterminante pour justifier que l'on collecte comme prévu tout le corium avant son étalement.

Trois séquences différentes de fusion de cœur ont été sélectionnées, pour couvrir une large gamme de grandeur de la puissance résiduelle lors du déversement : un APRP grosse brèche, avec une rupture rapide de la cuve, une PTAE, et un APRP 2 pouces en branche froide avec refroidissements partiel et rapide au secondaire conduisant à une rupture tardive de la cuve. Les scénarios de référence sélectionnés sont donnés dans le tableau [TAB-19.2.2.1.14](#).

Les transitoires de déversement de corium correspondent aux durées minimales et maximales de décharge obtenues à l'issue d'études de sensibilité, en particulier sur :

- les corrélations de coefficient d'échange entre le corium et le fond de cuve : une diminution du flux transmis à la cuve entraîne une rupture de cuve plus tardive, et accroît le flux transmis par rayonnement du corium vers la plaque support de cœur. Or, une fusion plus rapide de la plaque support de cœur entraîne une relocalisation plus rapide de l'ensemble de l'inventaire cœur.
- la prise en compte de l'érosion extérieure de la cuve par le corium : lors du premier percement de cuve, le corium expulsé peut venir lécher l'extérieur de la cuve et ainsi accélérer sa dégradation. En pratique, la prise en compte de cet effet aboutit à des durées de rupture cuve plus courtes.

### **3.4. PRESSURISATION DE L'ENCEINTE**

En tenant compte des masses et de l'énergie libérées dans l'enceinte pour un scénario d'accident grave, le calcul de pression et de température à l'intérieur de l'enceinte doit justifier une période de grâce d'au moins  $\square$  sans activation du système d'aspersion. Durant un accident grave, et en particulier durant cette période de grâce et après la mise en route du système d'aspersion, les conditions en pression et en température de l'enceinte doivent être compatibles avec les profils de qualification à court et long termes de l'enceinte et du matériel.

Différents paramètres influent sur la vitesse de pressurisation de l'enceinte :

- la taille de brèche du primaire influe sur les masses et l'énergie libérées, en eau ou vapeur d'eau.
- le rejet d'hydrogène, qui dépend du scénario étudié.
- la répartition de la puissance résiduelle entre les produits de fission volatils et le corium. Les produits de fission volatils seront transportés dans l'enceinte et contribueront directement à l'échauffement des gaz.
- la vapeur et les incondensables émis lors de l'interaction hors cuve du corium avec le matériau sacrificiel dépendent des modalités et conditions de cette interaction.
- le pic de pression dû au renoyage du corium dans la zone d'étalement qui dépend de l'état de fragmentation du corium et du débit d'eau dans la zone d'étalement.

Un APRP grosse brèche (rupture de la ligne d'expansion du pressuriseur) est le scénario de référence car sa dégradation du cœur est la plus rapide et provoque :



- le plus fort rejet dans l'enceinte de masse et d'énergie en provenance du circuit primaire, car peu d'énergie est extraite par le circuit secondaire.
- le renoyage du corium dans la zone d'étalement le plus précoce.
- la puissance résiduelle la plus élevée lors des phases en cuve et hors cuve.

La chronologie de la progression du scénario est donnée au tableau [TAB-19.2.2.1.8](#).

L'APRP grosse brèche est enveloppe de tous les scénarios vis-à-vis de la montée en pression dans l'enceinte.

Les libérations de masses et d'énergie provenant de la cuve sont données dans les figures [FIG-19.2.2.1.7](#) et [FIG-19.2.2.1.8](#). Les masses et énergies libérées dans l'enceinte résultant de phénomènes hors cuve sont données dans la section 19.2.2.4. Les calculs de pression et température dans l'enceinte sont présentés dans la section 19.2.2.5.

### **3.5. SCÉNARIOS EN ÉTAT D'ARRÊT**

Les scénarios en état d'arrêt présentent des conditions du circuit primaire qui sont différentes des conditions en puissance et qui dépendent de l'état d'arrêt considéré. La température, la pression, et la puissance résiduelle au début du scénario sont plus basses qu'en état en puissance, leur niveau dépendant du temps écoulé depuis l'arrêt du réacteur, depuis l'état B (arrêt à chaud) jusqu'à l'état D (arrêt à froid).

- Les chargements supportés par le système de dépressurisation en état d'arrêt sont moins importants qu'en puissance, car la pression primaire est progressivement réduite afin d'atteindre la pression de l'enceinte et ainsi pouvoir ouvrir le circuit primaire. De plus, le seuil des soupapes de décharge du pressuriseur est abaissé en état d'arrêt afin d'éviter les surpressions à froid. Les chargements en état d'arrêt sont donc couverts par les chargements calculés en puissance.
- L'évaluation du risque hydrogène en puissance couvre une vaste gamme de conditions du circuit primaire, avec une dégradation du cœur à basse, moyenne, ou haute pression, ou une injection des accumulateurs à différentes phases de dégradation du cœur. D'autre part, le niveau de puissance résiduelle a un impact majeur sur la production hydrogène : une décroissance lente du niveau d'eau dans le cœur est associée à une production plus importante d'hydrogène qu'une décroissance rapide. Les études en puissance prennent en compte ce phénomène en étudiant des scénarios d'APRP avec refroidissement rapide par le secondaire, qui sont caractérisés par une progression lente de l'accident et par une puissance résiduelle lors de la rupture cuve comparable à celle en état d'arrêt. Les conditions de production hydrogène des scénarios en état d'arrêt sont couvertes par les conditions des scénarios en puissance. En particulier, les scénarios extrêmes d'APRP avec refroidissement partiel par le secondaire et dépressurisation retardée présentent une production d'hydrogène et une quantité de vapeur dans l'enceinte plus importantes. Ils sont donc plus pénalisants vis-à-vis de la PAICC.
- La justification de l'efficacité du système de stabilisation du corium en état d'arrêt est assurée par le scénario d'APRP 2 pouces en branche froide avec refroidissements partiel et rapide au secondaire. En effet, ce scénario est caractérisé par une rupture de la cuve tardive, une grande durée de vidange, et une faible puissance résiduelle dans le corium lors de la rupture de la cuve. Les scénarios en état d'arrêt ont une durée de vidange similaire, mais le temps nécessaire pour l'ablation du béton sacrificiel est plus long à cause de la puissance résiduelle plus faible. Cela permet d'augmenter le temps disponible pour récupérer la totalité de l'inventaire de cœur dans le puits de cuve avant étalement.
- Les conditions en pression et température de l'enceinte pour les scénarios en état d'arrêt sont totalement couvertes par les scénarios en puissance avec une puissance résiduelle importante, qui produisent la pressurisation la plus rapide et donc le chargement le plus important sur l'enceinte.

En conclusion, les chargements issus des scénarios en puissance couvrent ceux issus des scénarios en état d'arrêt.

**TAB-19.2.2.1.1 DONNÉES □ SYSTÈME DE PROTECTION**  
**CONTRE LA SURPRESSION, SYSTÈME DE**  
**DÉPRESSURISATION**

□

## **TAB-19.2.2.1.2 INVENTAIRE DES MATÉRIAUX DU CŒUR**

- Le cœur du réacteur EPR possède 241 assemblages combustibles et 89 grappes de contrôle (chacune contenant 24 barres absorbantes). Chaque assemblage contient 265 crayons de combustible et 24 tubes guides pour les barres de contrôle.

- □

<b>Matériau</b>	<b>Inventaire (kg)</b>
Argent	2820
Indium	528
Cadmium	176
B <sub>4</sub> C	262

- □

- Le zirconium est réparti entre les gaines du combustible, les tubes guides des barres de contrôle, les tubes d'instrumentation et les grilles.

□

- □

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 29/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.1.3 DONNÉES □ PRINCIPALES CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 30/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.1.4 DONNÉES □ INVENTAIRE INITIAL DES  
PRODUITS DE FISSION**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 31/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.1.5 DONNÉES □ INVENTAIRE INITIAL DES PRODUITS DE FISSION**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 32/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.1.6 PUISSANCE RÉSIDUELLE – FRACTION DE  
LA PUISSANCE RÉSIDUELLE EN % DE LA PUISSANCE  
NOMINALE**

□

**TAB-19.2.2.1.7 CHRONOLOGIE DES ÉVÉNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS  
REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ : APRP EN BRANCHE FROIDE (BF), BRANCHE  
CHAUDE (BC), OU PRESSURISEUR (PZR) AVEC REFROIDISSEMENT SECONDAIRE PARTIEL  
(RP) ET RAPIDE (RR)**

□



**TAB-19.2.2.1.8 CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS  
REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ APRP PETITES ET GROSSES BRÈCHES AVEC  
OU SANS REFROIDISSEMENT SECONDAIRE PARTIEL (RP)**

□



□

 <b>FLAMANVILLE3</b>	Palier EPR	<b>Version Publique</b> — Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE			SECTION	2.2.1
			CHAPITRE	19	PAGE	36/51

□

**TAB-19.2.2.1.9 CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS  
REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ SCÉNARIOS DE PERTE TOTALE DES  
ALIMENTATIONS ÉLECTRIQUES**

□

**TAB-19.2.2.1.10 CHRONOLOGIE DES ÉVÈNEMENTS POUR LES SCÉNARIOS  
REPRÉSENTATIFS DE FUSION DU CŒUR □ SCÉNARIOS DE PERTE TOTALE D'EAU  
ALIMENTAIRE DES GV (PTEA)**

□

**TAB-19.2.2.1.11 PRINCIPAUX RÉSULTATS POUR LES SCÉNARIOS EXTRÊMES** □□

## **TAB-19.2.2.1.12 SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LA PRÉVENTION DE LA FUSION DU CŒUR SOUS HAUTE PRESSION**

Type de scénario	Scénario de référence	Justification du choix
Représentatifs	PTAE	Importante énergie à évacuer avec seulement les vannes et soupapes du pressuriseur. Enveloppe tous les scénarios de fusion du cœur avec rupture du primaire ou/et avec évacuation de la chaleur par les GV.
Extrêmes	PTAE avec une soupape du pressuriseur bloquée ouverte lorsque la température de sortie cœur atteint 1°C et ouverture retardée d'une heure des vannes dédiées aux accidents graves.	Dans ce scénario, les accumulateurs ont déjà injecté avant l'accident grave. La conséquente absence de remplissage du pressuriseur par l'eau d'injection maximise la température du gaz déchargé. Il est dimensionnant pour la tenue de la ligne de dépressurisation et sa capacité d'assurer la décharge jusqu'à la rupture de la cuve.
	PTEA avec ouverture retardée d'une heure des vannes dédiées aux accidents graves.	Ce scénario combine l'absence de brèche avec un retard dans la dépressurisation pour évaluer la pertinence de l'activation manuelle.

## TAB-19.2.2.1.13 SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LE RISQUE HYDROGÈNE

**Risque hydrogène local : ces scénarios sont sélectionnés pour évaluer le risque hydrogène local à cause des concentrations élevées attendues pendant le relâchement dans le compartiment de la brèche**

### Scénarios représentatifs

APRP 3" (46 cm <sup>2</sup> ) PZR RP	Ce scénario entraîne un relâchement important d'hydrogène à la brèche. De plus, la brèche étant en haut du pressuriseur, cela favorise la stratification de l'hydrogène dans le compartiment.
APRP 1,5" (11 cm <sup>2</sup> ) BC RP RR	Ce scénario est le plus pénalisant des APRP avec refroidissement partiel et rapide. Il est caractérisé par une production d'hydrogène très importante, quasi-entièrement relâchée à la brèche, et une enceinte peu riche en vapeur d'eau.
APRP 2,5" (32 cm <sup>2</sup> ) PZR RP RR	Ce scénario entraîne un relâchement important d'hydrogène à la brèche. De plus, la brèche étant en haut du pressuriseur, cela favorise la stratification de l'hydrogène dans le compartiment, qui est peu riche en vapeur d'eau.
APRP 2" (20 cm <sup>2</sup> ) BF RP RR	Ce scénario présente une enceinte peu riche en vapeur d'eau. Il est sélectionné pour étudier l'impact d'un relâchement en branche froide.

### Scénarios extrêmes

APRP 1,5" (11 cm <sup>2</sup> ) BF RP Ouverture retardée de 45 minutes des vannes AG	Ce scénario est caractérisé par une production très importante d'hydrogène [ ] et un fort débit de relâchement vers l'enceinte. [ ]
APRP 2,5" (32 cm <sup>2</sup> ) BC RP Ouverture retardée de 25 minutes des vannes AG	Ce scénario est caractérisé par une production très importante d'hydrogène [ ] et un fort débit d'hydrogène à la brèche. [ ]
APRP 2,5" (32 cm <sup>2</sup> ) PZR RP Ouverture retardée de 15 minutes des vannes AG	Ce scénario est caractérisé par une production très importante d'hydrogène [ ] et par la plus grande PAICC des scénarios étudiés [ ]. Il présente également des risques de stratification en haut du compartiment pressuriseur.

**Risque hydrogène global : ces scénarios sont sélectionnés pour évaluer le risque hydrogène global à cause de leur grande PAICC**





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 42/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

APRP 2,5" (32 cm <sup>2</sup> ) PZR RP Ouverture retardée de 15 minutes des vannes AG	□
APRP 2" (20 cm <sup>2</sup> ) PZR RP Ouverture retardée de 25 minutes des vannes AG	□
APRP 2,5" (32 cm <sup>2</sup> ) BC RP Ouverture retardée de 25 minutes des vannes AG	□

**TAB-19.2.2.1.14 SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE POUR LES  
CONDITIONS DE REJET DU CORIUM HORS CUVE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 44/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.1.1 FAMILLE 1 – APRP □ EN BRANCHE FROIDE,  
REFROIDISSEMENTS PARTIEL ET RAPIDE PAR LE SECONDAIRE :  
PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN  
SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 45/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.1.2 FAMILLE 2 – APRP □ EN BRANCHE CHAUDE AVEC  
REFROIDISSEMENT PARTIEL PAR LE SECONDAIRE : PRESSIONS  
PRIMAIRE ET SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR,  
NIVEAU TASSÉ PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 46/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.1.3 FAMILLE 3 – PTAE : PRESSIONS PRIMAIRE ET  
SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ  
PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.1

PAGE 47/51

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.1.4 FAMILLE 4 – PTEA : PRESSIONS PRIMAIRE ET  
SECONDAIRE, TEMPÉRATURE EN SORTIE CŒUR, NIVEAU TASSÉ  
PRIMAIRE**

□

## FIG-19.2.2.1.5 PRODUCTION D'HYDROGÈNE POUR LES SCÉNARIOS DE FUSION DU CŒUR

□

**FIG-19.2.2.1.6 SORTIE DU CORIUM DE LA CUVE – MASSES RELACHÉES DE LA CUVE EN FONCTION DU TEMPS APRÈS LA RUPTURE CUVE POUR TROIS SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE**

□



**FIG-19.2.2.1.7 MASSES LIBÉRÉES DANS L'ENCEINTE APRP  
GROSSE BRÈCHE : RUPTURE DE LA LIGNE D'EXPANSION**

**FIG-19.2.2.1.8 ÉNERGIES LIBÉRÉES DANS L'ENCEINTE APRP**  
**GROSSE BRÈCHE : RUPTURE DE LA LIGNE D'EXPANSION**

## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.2 DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE. . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1. DÉPRESSURISATION DU RCP EN ACCIDENT GRAVE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1. DESCRIPTION DU SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.2. FIABILITÉ DU SYSTÈME . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.3. CRITÈRE DE DÉPRESSURISATION DU RCP EN ACCIDENT         GRAVE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2. JUSTIFICATION DE L'EFFICACITÉ DU SYSTÈME . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2.1. ANALYSE DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.2. CHARGEMENT MÉCANIQUE EN CAS DE RUPTURE DE LA CUVE</b>	<b>8</b>
<b>2.3. CHARGEMENTS THERMIQUES DES STRUCTURES DU CIRCUIT         PRIMAIRE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.3.1. CHARGEMENTS DES SCÉNARIOS REPRÉSENTATIFS . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.3.2. CHARGEMENTS DES SCÉNARIOS EXTRÊMES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.3.3. CONSÉQUENCES SUR LA TENUE DU CIRCUIT PRIMAIRE . . .</b>	<b>10</b>
<b>2.4. IDENTIFICATION DES MARGES TEMPORELLES EN CAS DE         DÉPRESSURISATION RETARDÉE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3. CHARGEMENTS DU SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.1. CONDITIONS D'AMBIANCE EN ACCIDENT GRAVE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.2. PRESSION D'OUVERTURE DES VANNES DE DÉCHARGE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.3. TEMPÉRATURES DES GAZ DANS LE CIRCUIT DE DÉCHARGE</b>	<b>11</b>
<b>3.3.1. AVANT L'OUVERTURE DES VANNES . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.3.2. APRÈS L'OUVERTURE DES VANNES . . . . .</b>	<b>12</b>

**TABLEAUX :****TAB-19.2.2.2.1 ÉVÈNEMENTS TEMPORELS DES SCÉNARIOS ..... 14****FIGURES :****FIG-19.2.2.2.1 CIRCUIT DE DÉPRESSURISATION PRIMAIRE ..... 15****FIG-19.2.2.2.2 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C PRESSION DU  
CIRCUIT PRIMAIRE ET PRESSION DES GENERATEURS DE  
VAPEUR ..... 16****FIG-19.2.2.2.3 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C TEMPÉRATURE  
SORTIE CŒUR ET NIVEAU DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE ..... 17****FIG-19.2.2.2.4 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C NIVEAU DANS LE  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE  
PRESSURISEUR ..... 18****FIG-19.2.2.2.5 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C DÉBIT TOTAL EN  
SORTIE DU PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES  
GÉNÉRATEURS DE VAPEUR ..... 19****FIG-19.2.2.2.6 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C PRODUCTION  
D'HYDROGÈNE DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT  
D'HYDROGÈNE ..... 20****FIG-19.2.2.2.7 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRESSION DU CIRCUIT PRIMAIRE  
ET PRESSION DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR ..... 21****FIG-19.2.2.2.8 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE TEMPÉRATURE SORTIE CŒUR ET  
NIVEAU DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE ..... 22****FIG-19.2.2.2.9 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE NIVEAU DANS LE PRESSURISEUR  
ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE PRESSURISEUR ..... 23****FIG-19.2.2.2.10 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES  
GÉNÉRATEURS DE VAPEUR ..... 24**

<b>FIG-19.2.2.2.11 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRODUCTION D'HYDROGÈNE DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT D'HYDROGÈNE .....</b>	<b>25</b>
<b>FIG-19.2.2.2.12 FORCE DE SOULEVEMENT SUR LA CUVE APRÈS LE DÉCALOTTAGE INSTANTANÉ À 20 BAR .....</b>	<b>26</b>
<b>FIG-19.2.2.2.13 PRESSIONS DANS LES COMPARTIMENTS APRÈS LE DÉCALOTTAGE INSTANTANÉ À 20 BAR .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG-19.2.2.2.14 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC = <math>\square</math>°C TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES CHAUDES ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DU PRESSURISEUR .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.2.2.2.15 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC = <math>\square</math>°C TEMPÉRATURE MAXIMALE DES TUBES DES GV ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES FROIDES .....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.2.2.2.16 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES CHAUDES ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DU PRESSURISEUR .....</b>	<b>30</b>
<b>FIG-19.2.2.2.17 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE MAXIMALE DES TUBES DES GV ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES FROIDES .....</b>	<b>31</b>
<b>FIG-19.2.2.2.18 TEMPS DISPONIBLE POUR LA DEPRESSURISATION AVANT LA RUPTURE DU CIRCUIT PRIMAIRE .....</b>	<b>32</b>
<b>FIG-19.2.2.2.19 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET DEPRESSURISATION RETARDEE PRESSION DU CIRCUIT PRIMAIRE ET PRESSION DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR .....</b>	<b>33</b>
<b>FIG-19.2.2.2.20 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE SORTIE CŒUR ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE .....</b>	<b>34</b>
<b>FIG-19.2.2.2.21 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET DEPRESSURISATION RETARDEE NIVEAU TASSÉ DANS LE PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE PRESSURISEUR .....</b>	<b>35</b>

<b>FIG–19.2.2.2.22 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET DÉPRESSURISATION RETARDÉE DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR .....</b>	<b>36</b>
<b>FIG–19.2.2.2.23 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRODUCTION D'HYDROGÈNE DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT D'HYDROGÈNE .....</b>	<b>37</b>

## **.19.2.2.2 DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE**

### **1. DÉPRESSURISATION DU RCP EN ACCIDENT GRAVE**

Les scénarios de fusion du cœur qui peuvent conduire à des relâchements radiologiques précoces importants vers l'environnement doivent être pratiquement éliminés, en conformité avec les Directives Techniques pour la conception et la construction de la prochaine génération de réacteurs nucléaires à eau pressurisée qui ont été adoptées par le GPR et les experts allemands les 19 et 26 octobre 2000 (voir sous-chapitre 1.7). Pour atteindre cet objectif il est nécessaire de transformer les scénarios accident grave à haute pression en scénarios à basse pression, avec une haute fiabilité.

Des vannes de dépressurisation, dédiées et qualifiées pour les conditions d'un accident grave, sont conçues et disposées sur le pressuriseur, en complément des soupapes de sûreté, pour assurer une pression primaire inférieure à 20 bar au moment de la rupture de cuve. La dépressurisation permet de se prémunir du risque :

- d'Échauffement Direct de l'Enceinte par la dispersion des débris de corium à la rupture de la cuve,
- du bipasse radiologique de l'enceinte par une rupture induite par fluage des tubes de générateur de vapeur due à la circulation de gaz chauds dans le circuit primaire,
- de chargements importants sur le supportage de la cuve du réacteur et les structures du puits de cuve.

#### **1.1. DESCRIPTION DU SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION**

Le circuit primaire est équipé de deux lignes de décharge parallèles, comportant chacune deux vannes motorisées en série, dont l'une assure la fonction d'isolement, connectées à un même piquage sur le haut du pressuriseur, voir [FIG-19.2.2.2.1](#). Ce piquage est situé au même niveau que les piquages des soupapes de sûreté. Les deux lignes ont la même capacité de décharge, l'une est principalement destinée à la réalisation de la fonction « gavé-ouvert » avec injection de sécurité pour prévenir la fusion du cœur en conduite incidentelle/accidentelle, l'autre est principalement destinée à la réalisation de la dépressurisation en accident grave. Un col de cygne est installé sur les lignes de décharge gavé-ouvert / accident grave, en amont des vannes. Il permet la formation d'un bouchon d'eau qui maintient les vannes froides jusqu'à leur ouverture et améliore leur étanchéité en fonctionnement normal.

Les soupapes de sûreté et les vannes dédiées gavé-ouvert et accident grave du pressuriseur déchargent dans un barillet commun acheminant l'eau, la vapeur ou le mélange vapeur/eau vers le réservoir de décharge du pressuriseur (RDP) via une ligne spécifique. Cette ligne se termine à l'intérieur du RDP par un barboteur horizontal immergé dans l'eau. Le volume d'eau liquide dans le réservoir est maintenu à un niveau constant optimisé pour assurer la condensation de la vapeur déchargée. La géométrie de la rampe de décharge à l'intérieur du réservoir est conçue afin de répartir la vapeur déchargée de façon adéquate avec une contre pression minimale.

Le RDP est protégé contre les surpressions par deux disques de rupture. Les deux tuyauteries de décharge en aval des disques de rupture sont connectées entre elles. Lorsqu'un disque de rupture éclate, la vapeur est déchargée dans le BR  . De cette manière, la vapeur dégagée dans l'enceinte dilue l'hydrogène pouvant être relâché par les vannes et atténue le risque de combustion locale ; le relâchement de l'hydrogène dans deux compartiments au lieu d'un réduit les concentrations locales.

#### **1.2. FIABILITÉ DU SYSTÈME**

La fiabilité de la dépressurisation primaire en accident grave est obtenue par l'installation de la ligne dédiée, séparée des soupapes de sûreté. Ce système a une capacité équivalente à la somme des trois soupapes du pressuriseur pour chacune des deux lignes identiques en parallèle (900 t/h) et assure une rapide dépressurisation du circuit primaire. Chaque ligne est affectée en priorité à une fonction spécifique (gavé-ouvert en conduite incidentelle/accidentelle et dépressurisation du circuit primaire en accident grave) ; néanmoins l'utilisation de l'une ou de l'autre pour les fonctions gavé-

ouvert ou dépressurisation en accident grave est envisageable. Cela permet une redondance pour les deux fonctions qui est valorisée dans les études probabilistes.

Pour chacune des lignes dédiées gavé-ouvert ou accident grave, la vanne la plus proche du dôme du pressuriseur est une vanne à sièges parallèles et la deuxième vanne un robinet à soupape. Cette diversité fonctionnelle permet d'assurer la fermeture sous la pression différentielle maximale, en cas d'ouverture intempestive, et de garantir le maintien en position ouverte, même après la défaillance de l'actionneur électrique, grâce à une tige de commande non réversible. Le système garantit, avec une fiabilité accrue, le maintien d'une capacité de décharge vers l'enceinte nécessaire à la limitation de la pression primaire jusqu'au moment de la rupture de la cuve.

Pour garantir la fiabilité de la dépressurisation, les vannes des lignes de décharge du pressuriseur sont dimensionnées pour une ouverture jusqu'à une pression de  $\square$  bar dans le pressuriseur. Cette pression est supérieure aux trois seuils de tarage des soupapes, ce qui permet d'assurer la dépressurisation en toute condition, indépendamment de la disponibilité des soupapes.

La prévention du risque d'ouverture intempestive de la ligne est obtenue par l'affectation du contrôle-commande des deux vannes en série à deux armoires électriques distinctes, et par la procédure d'ouverture qui demande une action de déverrouillage de la commande d'ouverture de la ligne.

La fiabilité du système est garantie en cas de perte totale d'alimentation électrique (PTAE) : l'alimentation électrique des deux vannes en série pour chaque ligne est assurée par la même division et est secourue par les deux batteries accident grave. Cette alimentation des vannes par un système électrique dédié accident grave permet de pallier l'éventuelle défaillance cumulée des diesels de secours et des diesels SBO.

### **1.3. CRITÈRE DE DÉPRESSURISATION DU RCP EN ACCIDENT GRAVE**

La confirmation de l'ouverture de la ligne de décharge dédiée aux accidents graves est la première action à réaliser en tant qu'action à l'entrée en AG, lorsque les documents de conduite accident grave sont mis en application. La confirmation signifie de faire ou refaire l'action dans le cas où cette action aurait été déjà tentée en CIA.

$\square$

Ce critère est fixé pour permettre une injection de l'eau des accumulateurs qui retarde la dégradation du cœur. Cette injection n'est pas possible lorsque le circuit primaire n'est pas dépressurisé par un refroidissement secondaire ou par une conduite en gavé-ouvert. Si la dépressurisation est effectuée sur ce critère, la capacité de décharge du RCP conduit à une vidange totale des accumulateurs avant le début de la fusion du cœur. Cette injection empêche ainsi la forte oxydation des gaines de crayon combustible qui se produirait dans le cas d'une injection d'eau intermittente sur un cœur chaud.

La dépressurisation du RCP en accident grave est une opération manuelle : le critère choisi et la capacité de décharge procurent une marge de temps additionnelle à l'opérateur pour réaliser cette action en cas de retard ([§ 2.4.](#)). Afin de justifier que les conséquences d'une erreur humaine sont acceptables, les chapitres suivants relatifs à la capacité de décharge des vannes et aux chargements thermiques considèrent aussi le cas d'une dépressurisation retardée, conformément aux Directives Techniques.

## **2. JUSTIFICATION DE L'EFFICACITÉ DU SYSTÈME**

La capacité importante de décharge assurée par chaque ligne, 900 t/heure de vapeur saturée à 176 bar, permet d'assurer l'objectif principal du système de limitation de la pression primaire à 20 bar lors de la rupture de la cuve. Les études de sûreté supposent qu'une seule ligne est ouverte. Afin d'éviter une dispersion des débris de corium dans le puits de cuve, et de permettre un écoulement gravitationnel à la rupture de la cuve favorisant la récupération du corium pendant la phase de rétention temporaire dans le puits de cuve, la capacité de décharge vise à atteindre une pression faible, bien en deçà de 20 bar à la rupture de la cuve pour la plupart des scénarios de fusion de cœur.




Les résultats des scénarios représentatifs et extrêmes sont présentés dans le chapitre pour montrer l'efficacité du système à transformer les scénarios à haute pression en scénarios à faible pression. La pression de 20 bar est considérée comme une valeur de découplage pour laquelle on justifie l'acceptabilité des conséquences.




### **2.1. ANALYSE DES SCÉNARIOS DE RÉFÉRENCE**





Les scénarios analysés pour la justification du système sont fournis dans les Directives Techniques. Il s'agit de deux scénarios avec le circuit primaire intègre : cela implique que la dépressurisation du circuit primaire est effectuée uniquement par les lignes de décharge du pressuriseur. Ces scénarios, décrits dans la section 19.2.2.1, sont considérés enveloppes pour la justification de la capacité de décharge et de l'efficacité du système : ils couvrent tous les scénarios avec dépressurisation partielle du RCP produite par une brèche primaire et/ou un refroidissement partiel par le circuit secondaire.


Tous les scénarios retenus concernent les états en puissance : les scénarios en état d'arrêt ne sont pas considérés à cause d'une pression primaire réduite et d'une faible puissance résiduelle, qui réduisent les chargements thermiques sur le système : ceux-ci sont donc couverts par les états en puissance.


**Nota :** Sur toutes les figures présentant l'évolution des paramètres du circuit primaire en fonction du temps, le critère d'entrée en accident grave  est indiqué.

#### a) Scénario de fusion sans renoyage du cœur (scénario représentatif)

Le scénario de base qui est étudié pour justifier la capacité de décharge est la Perte Totale des Alimentations Électriques (PTAE). La progression du scénario est présentée dans le Tableau [TAB-19.2.2.2.1](#) et les principaux résultats pour ce scénario représentatif de fusion du cœur sont donnés dans les Figures [FIG-19.2.2.2.2](#) à [FIG-19.2.2.2.6](#). Après la perte des alimentations électriques, la puissance résiduelle est extraite par les générateurs de vapeur : le niveau d'eau dans les GV diminue. Le circuit primaire s'échauffe et sa pression augmente jusqu'à la pression d'ouverture des soupapes de sûreté du pressuriseur, qui est atteinte en  ([FIG-19.2.2.2.2](#)). Dès lors les soupapes de sûreté commencent à cycler afin d'écrêter la pression et la chaleur résiduelle commence à être extraite par la perte de l'inventaire en eau du RCP. Comme le débit enthalpique de la vapeur déchargée par les vannes du pressuriseur est inférieure à la chaleur résiduelle dans le cœur, la température moyenne de l'eau du RCP continue d'augmenter jusqu'à atteindre la saturation à la pression d'ouverture des soupapes de sûreté du pressuriseur : les soupapes commencent à décharger un mélange d'eau et de vapeur. À  les générateurs de vapeur sont secs.  les soupapes commencent à décharger de l'eau dans le RDP : la pression différentielle à travers les disques de rupture du RDP produit leur éclatement et la phase liquide se décharge directement dans l'enceinte de confinement dans les deux compartiments des pompes primaires.

À l'issue du dénoyage du cœur à , les vannes de dépressurisation AG sont ouvertes . Le critère d'ouverture des vannes au moment où la température des gaz en sortie du cœur atteint  permet de retarder d'environ une heure l'oxydation des gaines et la production d'hydrogène associée ([FIG-19.2.2.2.6](#)) : l'injection de l'eau des accumulateurs se produit avant le début de la fusion du cœur, qui commence seulement à .

La relocalisation du corium en fond de cuve se produit à  et la capacité de décharge du système qui évacue la vapeur produite influence le niveau du pic de pression au moment de la relocalisation (40 bar). Le niveau du pic de pression à la relocalisation se situe dans l'intervalle 20 – 60 bar en fonction du niveau de fragmentation du corium qui se relocalise en fond de cuve. La fragmentation impacte le transfert thermique corium/eau et la masse de vapeur produite à extraire par le système de dépressurisation.

Après le pic de la relocalisation, la pression diminue. Ainsi, une pression faible est atteinte bien avant la rupture de la cuve sans présence d'une quantité significative d'eau en fond de cuve. La rupture de la cuve se produit à , sous une pression primaire de 2,5 bar : la différence de pression avec l'enceinte est négligeable au moment de la rupture de cuve, inférieure à 1 bar ([FIG-19.2.2.2.2](#)).

**b) Scénario sans renoyage du cœur et retard dans la dépressurisation (scénario extrême)**

Un scénario avec retard dans la dépressurisation est considéré pour montrer que la capacité de décharge des vannes est suffisante pour dépressuriser efficacement le circuit primaire malgré le retard.

Le scénario considéré est la perte totale d'eau alimentaire (PTEA) avec dépressurisation du circuit primaire une heure après le moment où la température des gaz en sortie du cœur atteint [ ]. Ce scénario est choisi car il correspond à une progression plus rapide de l'accident et pénalise l'effet du retard. L'accident est provoqué par la défaillance des circuits d'eau alimentaire et de secours. La progression du scénario est présentée dans le Tableau [TAB-19.2.2.2.1](#) et les principaux résultats pour ce scénario extrême de fusion du cœur sont donnés dans les Figures [FIG-19.2.2.2.7](#) à [FIG-19.2.2.2.11](#). Ce scénario diffère du scénario PTAE parce que :

- un arrêt automatique du réacteur est activé sur le signal de bas niveau d'eau dans les générateurs de vapeur, après la perte de l'eau alimentaire principale et de secours ; contrairement au scénario PTAE dans lequel l'AAR a lieu au début du transitoire.
- l'opérateur n'arrête les pompes primaires qu'à [ ].

L'arrêt automatique du réacteur et l'arrêt des pompes primaires étant différés, l'énergie à l'intérieur du circuit primaire est supérieure et la progression de l'accident est accélérée. Les générateurs de vapeur s'assèchent à [ ], et le découverture du cœur a lieu à [ ]. La température des gaz en sortie du cœur atteint [ ] à [ ] ([FIG-19.2.2.2.8](#)) mais l'ouverture des vannes AG n'est réalisée par l'opérateur qu'à [ ], avec une heure de retard. L'injection des accumulateurs sur le cœur chaud se traduit par un débit de production d'hydrogène accru ([FIG-19.2.2.2.11](#)) et une remontée limitée du niveau d'eau dans la cuve ([FIG-19.2.2.2.8](#)). L'effet global sur la pression primaire ([FIG-19.2.2.2.7](#)) est un transitoire de dépressurisation plus lent, qui se termine bien avant la relocalisation. La relocalisation du corium en fond de cuve se produit à [ ] et la rupture de la cuve à [ ], avec une pression primaire de 2 bar et une différence de pression avec l'enceinte inférieure à 1 bar.

**Conclusions sur l'analyse des scénarios de référence :**

- Les scénarios pertinents étudiés pour la justification de la capacité de décharge montrent que le système de dépressurisation réduit rapidement la pression du circuit primaire après l'ouverture des vannes. La capacité de décharge est suffisante pour obtenir une faible pression à la rupture de la cuve, moins de 5 bar, avec une différence de pression entre le primaire et l'enceinte inférieure à 1 bar.
- La dépressurisation du RCP en accident grave est une opération manuelle : un retard d'une heure pour réaliser cette action préconisée dès l'entrée en AG, permet néanmoins de dépressuriser complètement le primaire et d'obtenir une faible pression à la rupture de la cuve, avec une différence de pression entre le primaire et l'enceinte inférieure à 1 bar.

**2.2. CHARGEMENT MÉCANIQUE EN CAS DE RUPTURE DE LA CUVE**

Conformément aux Directives Techniques il est vérifié que les chargements résultants de la défaillance de la cuve à 20 bar et pouvant entraîner son soulèvement sont limités.

Les forces de soulèvement qui s'exercent sur la cuve lors de la pressurisation rapide du puits de cuve ne sont significatives que pour une rupture du fond de cuve avec une taille de brèche significative se produisant en un temps très court. C'est pourquoi de manière conservatrice on suppose un décalottage instantané du fond de cuve à 20 bar, bien que ce mode de ruine de la cuve ne soit pas le plus probable à cause de la stratification du corium après la relocalisation (voir section 19.2.2.1) conduisant plutôt à une brèche locale.

Les efforts calculés pour un décalottage instantané à 20 bar sont fournis dans la [FIG-19.2.2.2.12](#) et montrent une force de pic de [ ]. La phase de dépressurisation du puits cuve est rapide, environ [ ], ce qui réduit rapidement la force axiale qui s'exerce sur la cuve : l'impulsion reçue est [ ]. Les branches primaires ont la capacité de retenir la cuve et de limiter son déplacement causé par la force, sans qu'il y ait de risque d'effet missile pour l'enceinte. La pression différentielle maximale entre le puits cuve et

l'enceinte est de 16 bar ([FIG-19.2.2.2.13](#)) pendant le transitoire, ce qui est compatible avec la pression de conception du puits de cuve.

### **2.3. CHARGEMENTS THERMIQUES DES STRUCTURES DU CIRCUIT PRIMAIRE**

Pendant la dégradation du cœur une circulation naturelle de la vapeur surchauffée et de l'hydrogène peut s'établir dans le circuit primaire. Cette circulation est produite par les faibles différences de densité des gaz du circuit primaire, suite aux échanges thermiques avec les structures. La circulation naturelle dépend de la pression primaire, et décroît rapidement à basse pression. Si la fusion du cœur se déroule à haute pression, trois circulations naturelles peuvent s'établir :

- entre le cœur et le plenum supérieur de la cuve,
- entre le plenum supérieur de la cuve et les générateurs de vapeur,
- entre l'entrée et la sortie des générateurs de vapeur.

La circulation des gaz chauds chauffe les structures en contact et peut conduire à un risque de rupture par fluage.

Les températures des structures du circuit primaire sont fournies pour les scénarios représentatifs et extrêmes, afin de vérifier la tenue du circuit primaire et l'absence de ruptures induites.

#### **2.3.1. Chargements des scénarios représentatifs**

Pour le scénario PTAE avec dépressurisation du circuit primaire à  $Tric = \square$ , la convection des gaz élève la température de la branche chaude jusqu'à 700°C ([FIG-19.2.2.2.14](#)) dans l'intervalle de temps entre le début de la fusion du cœur et la relocalisation du corium dans le fond de la cuve. Lors de la relocalisation, la vaporisation de l'eau résiduelle dans le fond de la cuve conduit à un débit important vers les vannes du pressuriseur. Un pic de température de la paroi, entre 700°C et 800°C, ne met pas en cause la tenue de la branche chaude, à cause de la faible pression du primaire après la dépressurisation ([FIG-19.2.2.2.2](#)).

Les autres structures du primaire, plus éloignées de la cuve, sont moins soumises aux températures élevées à cause des échanges thermiques des gaz avec les structures qui atténuent les températures du gaz en circulation.

La présence d'eau dans le pressuriseur ([FIG-19.2.2.2.4](#)) explique le niveau de température des parois du pressuriseur ([FIG-19.2.2.2.14](#)) qui reste plutôt constant jusqu'à la rupture de la cuve.

Les températures maximales des tubes des générateurs de vapeur ([FIG-19.2.2.2.15](#)) restent faibles à cause de la dépressurisation du circuit primaire. Il n'y a aucun risque de rupture par fluage des tubes GV à ces températures, ce qui exclut tout bipasse du confinement au travers des GV.

L'évolution des températures maximales des branches froides ([FIG-19.2.2.2.15](#)) montre une baisse de température après la dépressurisation qui est due à la réduction de la circulation naturelle des gaz chauds dans le circuit primaire.

Globalement les températures des structures du primaire pendant un AG sont limitées pour des scénarios représentatifs. La dépressurisation du circuit primaire limite la circulation naturelle et les températures des structures du primaire n'engendrent aucun risque de rupture par fluage.

#### **2.3.2. Chargements des scénarios extrêmes**

Pour le scénario de perte totale d'eau alimentaire (PTEA) avec dépressurisation du circuit primaire retardé d'une heure, le maintien d'une pression élevée dans le circuit primaire pendant une heure après l'entrée en AG  $\square$  accentue de manière importante la circulation naturelle et l'échauffement des structures.

La température de la branche chaude atteint 900°C ([FIG-19.2.2.2.16](#)). Cette température se maintient constante jusqu'au moment de la dépressurisation qui arrête alors la circulation naturelle et provoque

un refroidissement des structures. Lors de la relocalisation du corium la vaporisation de l'eau résiduelle dans le fond de la cuve conduit à un important débit sortant du cœur vers les vannes du pressuriseur. Un nouveau pic de la température de la paroi se produit pendant cette brève phase, entre [ ], mais celui-ci ne met pas en cause la tenue de la branche chaude, à cause de la faible pression du primaire après la dépressurisation ([FIG-19.2.2.2.7](#)).

Comme pour le scénario représentatif, les autres structures du primaire, plus éloignées de la cuve, sont moins soumises aux températures élevées à cause des échanges thermiques des gaz avec les structures.

La figure [FIG-19.2.2.2.16](#) montre la température des parois du pressuriseur. La présence d'eau dans le pressuriseur ([FIG-19.2.2.2.9](#)) explique le niveau de température qui reste plutôt constant jusqu'au moment de sa vidange. L'absence d'eau entraîne une montée de la température des structures, avec une température qui atteint [ ], mais sans aucun risque pour la tenue du pressuriseur.

L'évolution des températures maximales pour les tubes des générateurs de vapeur ([FIG-19.2.2.2.17](#)) montre que le retard de la dépressurisation prolonge la phase avec température élevée (environ [ ]), mais la température décroît rapidement à l'ouverture des vannes : il s'agit de l'effet positif de la dépressurisation, qui réduit la circulation naturelle des gaz chauds dans le primaire. Il n'y a aucun risque de rupture par fluage des tubes GV à ces températures, ce qui exclut tout risque de bipasse du confinement au travers les tubes GV.

L'évolution des températures maximales pour les branches froides ([FIG-19.2.2.2.17](#)) montre qu'après la dépressurisation, les températures diminuent.

### **2.3.3. Conséquences sur la tenue du circuit primaire**

La probabilité de rupture des structures lors de la circulation de gaz chaud quand le primaire est à haute pression dépend essentiellement de trois facteurs :

- la température de la structure. Elle est plus élevée pour les structures qui sont proches de la cuve, à cause du refroidissement des gaz pendant leur circulation : la température de la branche chaude est considérablement plus élevée que celle des tubes des générateurs de vapeur. La montée en température des tubes GV est importante principalement pour les scénarios avec brèche sur la branche froide (ou fuite aux joints des pompes primaires), à cause de la circulation unidirectionnelle des gaz qui peut s'établir dans les GV, ce qui maximise l'effet d'échauffement des structures par l'absence du débit de retour.
- la pression différentielle à travers les structures. Pour les tubes GV la pression secondaire qui reste significative, de l'ordre de 100 bar, limite l'écart de pression quand le circuit primaire n'est pas dépressurisé et donc le risque de rupture par fluage des tubes. Les températures des tubes des GV ([FIG-19.2.2.2.15](#) et [FIG-19.2.2.2.17](#)) restent limitées avant la dépressurisation du primaire, quand la pression différentielle subie par les tubes est importante.
- le temps de maintien à haute température de la structure. Les tubes des générateurs de vapeur ne s'échauffent qu'après la vidange du secondaire : la durée d'exposition des tubes GV à haute température est donc généralement plus courte que celle de la branche chaude.

La dépressurisation du circuit primaire, même avec une heure de retard, évite tout risque de rupture du primaire par fluage avant la rupture de la cuve, particulièrement pour les tubes GV, aussi bien pour les scénarios représentatifs que pour les scénarios extrêmes. Il n'y a pas de risque de bipasse radiologique du confinement à travers des tubes GV.

### **2.4. IDENTIFICATION DES MARGES TEMPORELLES EN CAS DE DÉPRESSURISATION RETARDÉE**

En complément du scénario PTAE avec défaillance de tous les diesels et du scénario PTEA, on établit pour différents scénarios de petite brèche sans injection de sécurité et sans dépressurisation du secondaire les marges temporelles permettant une dépressurisation retardée en cas d'erreur humaine de manière :

- à atteindre une pression inférieure à 20 bar à la rupture de la cuve,
- à éviter une rupture par fluage du circuit primaire avant la rupture de la cuve, qui pourrait conduire à remplir d'eau le puits de cuve si la rupture se produisait à la jonction de la branche chaude avec la cuve, au niveau de la liaison bimétallique.

Les résultats montrent que la rupture par fluage de la branche chaude se produit seulement après une longue phase de circulation des gaz dans le primaire : la [FIG-19.2.2.2.18](#) montre que pour le scénario le plus rapide, environ une heure sépare l'entrée en accident grave de la première rupture du primaire par fluage.

Cette tolérance d'une heure de retard environ à partir de l'entrée en accident grave est suffisamment importante pour estimer que le succès de la dépressurisation est acquis pour les scénarios de fusion de cœur représentatifs mais aussi extrêmes en cas de retard de l'opérateur.

### **3. CHARGEMENTS DU SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION**

#### **3.1. CONDITIONS D'AMBIANCE EN ACCIDENT GRAVE**

Les conditions d'ambiance auxquelles le circuit de dépressurisation primaire doit résister pour assurer sa mission (ouverture manuelle des vannes à  $\square$  et son maintien en état ouvert jusqu'à la rupture de la cuve) sont celles détaillées dans le sous-chapitre 3.7 qui présente les données relatives à la qualification en accident grave.

#### **3.2. PRESSION D'OUVERTURE DES VANNES DE DÉCHARGE**

La pression maximale dans le pressuriseur avant le début de l'accident grave est limitée par celles des soupapes, qui cyclent en relâchant de la vapeur et/ou de l'eau dans le RDP.

Les vannes des lignes de décharge du pressuriseur sont dimensionnées pour une ouverture à  $\square$  bar, une pression supérieure aux seuils de tarage des soupapes.

Lors des scénarios PTAE et PTEA, la phase de cyclage des soupapes peut durer une heure ou plus : l'éclatement des disques à la sortie du réservoir RDP se produit pendant cette phase, quand les vannes commencent à décharger en eau. Lors des autres scénarios de dégradation à une pression inférieure à cause d'une brèche dans le primaire et/ou d'un refroidissement partiel par le circuit secondaire, l'éclatement des disques se produit généralement après l'ouverture des vannes de la ligne de décharge du pressuriseur, suite à la pressurisation du RDP.

#### **3.3. TEMPÉRATURES DES GAZ DANS LE CIRCUIT DE DÉCHARGE**

##### **3.3.1. Avant l'ouverture des vannes**

Les températures de gaz à l'ouverture des vannes, représentatives des différents scénarios sont identifiées ci-dessous :

##### a) Scénario représentatif

Pour le scénario de base PTAE avec ouverture des vannes de la ligne de décharge du pressuriseur à  $\square$ , la Figure [FIG-19.2.2.2.4](#) montre que le pressuriseur est quasiment rempli d'eau avant l'ouverture des vannes, de telle sorte que le gaz se trouve dans les conditions de saturation à 360°C ([FIG-19.2.2.2.4](#)). La vapeur surchauffée sortant du cœur se refroidit à la température de saturation en traversant le bouchon d'eau du pressuriseur. Ce bouchon est partiellement déchargé lorsque les vannes sont ouvertes, mais une certaine quantité d'eau demeure dans le pressuriseur après l'ouverture et ne tombe pas dans la branche chaude à cause d'une différence de pression insuffisante. La température du gaz n'augmente pas avant l'assèchement complet du pressuriseur.

##### b) Scénario extrême

Pour le scénario PTEA avec retard dans la dépressurisation les résultats montrent que même avec une heure de retard de la dépressurisation, le cyclage prolongé des soupapes ne conduit pas à la vidange du pressuriseur avant l'ouverture des vannes ([FIG-19.2.2.2.9](#)). L'effet de ce retard est une baisse plus accentuée du niveau pressuriseur avant l'ouverture des vannes mais la température du gaz dans le pressuriseur avant et pendant l'ouverture est limitée comme dans le cas précédent à la température de saturation  $\square$  ([FIG-19.2.2.2.9](#)). C'est seulement après l'ouverture des vannes que le pressuriseur se vide totalement et que le passage du gaz chaud conduit à un pic de température du gaz qui atteint  $\square$  ([FIG-19.2.2.2.9](#)).

En conclusion, avant l'ouverture des vannes, le bouchon d'eau au fond du pressuriseur limite la température maximale du gaz à la température de saturation,  $\square$ , pour tous les scénarios représentatifs et extrêmes : par conséquent il n'y a pas de sollicitations thermiques significatives des vannes de la ligne de décharge à l'ouverture.

### 3.3.2. Après l'ouverture des vannes

La progression de l'accident après la dépressurisation du circuit primaire par l'ouverture des vannes de la ligne de décharge du pressuriseur se déroule à basse pression, avec un débit de gaz au travers des vannes réduit à cause de la faible différence de pression avec l'enceinte. Le débit au travers du circuit, après le transitoire rapide de dépressurisation, reste en dessous de 20 kg/s jusqu'à la rupture de la cuve. Seul à la relocalisation un pic de débit se produit, pouvant atteindre 50 kg/s, mais avec une durée limitée dans le temps ([FIG-19.2.2.2.5](#), [FIG-19.2.2.2.10](#) et [FIG-19.2.2.2.22](#)).

#### a) Scénarios sans vidange du pressuriseur

La température du gaz dans le pressuriseur pendant cette phase dépend du niveau d'eau. Si un niveau d'eau minimal reste dans le pressuriseur jusqu'à la rupture de la cuve, comme c'est le cas de la plupart des scénarios représentatifs, la température des gaz reste limitée. Les chargements thermiques pour toutes les structures à l'aval des vannes (ligne de décharge et RDP) sont en conséquence limités par la circulation d'un gaz qui s'est refroidi en traversant le bouchon d'eau dans le pressuriseur.

#### b) Scénarios avec vidange du pressuriseur

La vidange du pressuriseur après l'ouverture des vannes se produit le plus souvent lors des scénarios extrêmes, en cas d'important retard de l'opérateur. L'aspiration du gaz chaud provenant du cœur peut conduire à un pic de température important qui peut atteindre une valeur élevée, comme montré dans la [FIG-19.2.2.2.9](#) pour un scénario PTEA.

Le scénario extrême avec retard dans la dépressurisation qui présente les températures maximales après l'ouverture est la PTAE avec une soupape bloquée ouverte pendant le cyclage suivie d'une dépressurisation une heure après le critère de  $\square$ . La progression de l'accident est montrée dans le [TAB-19.2.2.2.1](#) et [FIG-19.2.2.2.19](#) à [FIG-19.2.2.2.23](#). Ce scénario suppose la prise en compte d'une défaillance supplémentaire, la défaillance de la soupape pendant le cyclage, qui produit une dépressurisation partielle comme montré dans la [FIG-19.2.2.2.19](#). La température des gaz en sortie cœur atteint  $\square$  à la pression de 80 bar, mais les vannes de la ligne de décharge du pressuriseur ne sont pas ouvertes et la pression continue de baisser en raison de la dépressurisation assurée par la soupape bloquée. En même temps le débit de gaz chaud au travers du pressuriseur et de la soupape vaporise la grande partie de l'eau présente dans le pressuriseur ([FIG-19.2.2.2.21](#)). Après l'ouverture de la ligne de décharge, le niveau d'eau dans le pressuriseur s'annule, suivi d'un pic de température des gaz de  $\square$  ([FIG-19.2.2.2.21](#)). L'injection de l'eau des accumulateurs, consécutive à la dépressurisation complète du primaire, permet de récupérer un niveau d'eau dans le pressuriseur et de limiter la durée de ce pic.

Après cette phase la température dans le pressuriseur se stabilise, jusqu'au deuxième découvrement du cœur qui se produit à  $\square$ . Cette dernière phase de l'accident est caractérisée par un débit gazeux réduit, et par la vaporisation de l'eau de la cuve : la température du gaz dans le pressuriseur croît de manière constante, avec un gradient d'environ 150°C/h, et une température de  $\square$  quand la rupture de la cuve se produit ([FIG-19.2.2.2.21](#)).

En conclusion les températures de gaz suivantes ([FIG-19.2.2.2.21](#)) sont considérées comme les conditions aux limites maximales en température pour lesquelles le système de dépressurisation assure la capacité de décharge en conditions d'accident grave :

- pic de température rapide, jusqu'à [ ] environ,
- montée lente de température, jusqu'à l'instant de rupture de la cuve, 150°C/h jusqu'à [ ].

Les chargements thermiques associés des vannes, de la ligne de décharge et du RDP, qui ne sont pas calorifugés, seront atténués à cause des pertes thermiques et de l'inertie thermique des structures.



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 14/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.2.1 ÉVÈNEMENTS TEMPORELS DES SCÉNARIOS**

□



**FIG-19.2.2.2.1 CIRCUIT DE DÉPRESSURISATION PRIMAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 16/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.2 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C PRESSION  
DU CIRCUIT PRIMAIRE ET PRESSION DES GENERATEURS DE  
VAPEUR**

$\square$

$\square$

**FIG-19.2.2.2.3 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC = 0°C**  
**TEMPÉRATURE SORTIE CŒUR ET NIVEAU DANS LE CIRCUIT**  
**PRIMAIRE**

0

0

**FIG-19.2.2.2.4 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C NIVEAU**  
**DANS LE PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE**  
**PRESSURISEUR**

$\square$

$\square$

**FIG-19.2.2.2.5 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

$\square$

$\square$



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 20/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.6 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC = 0°C**  
**PRODUCTION D'HYDROGÈNE DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT**  
**D'HYDROGÈNE**

0

0

**FIG–19.2.2.2.7 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRESSION DU CIRCUIT  
PRIMAIRE ET PRESSION DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□

□

**FIG-19.2.2.2.8 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE TEMPÉRATURE SORTIE CŒUR  
ET NIVEAU DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE**

□

□



**FIG-19.2.2.2.9 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE NIVEAU DANS LE  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE  
PRESSURISEUR**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 24/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.10 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES  
GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 25/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.11 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRODUCTION D'HYDROGÈNE  
DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

□

**FIG-19.2.2.2.12 FORCE DE SOULEVEMENT SUR LA CUVE APRÈS  
LE DÉCALOTTAGE INSTANTANÉ À 20 BAR**

**FIG-19.2.2.2.13 PRESSIONS DANS LES COMPARTIMENTS APRÈS  
LE DÉCALOTTAGE INSTANTANÉ À 20 BAR**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 28/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.14 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC =  $\square$ °C**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES CHAUDES ET**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DU PRESSURISEUR**

$\square$

$\square$

**FIG-19.2.2.2.15 PTAE AVEC OUVERTURE À TRIC = □°C**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DES TUBES DES GV ET**  
**TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES FROIDES**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 30/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.16 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE MAXIMALE DES  
BRANCHES CHAUDES ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DU  
PRESSURISEUR**

□

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 31/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.17 PERTE TOTALE D'EAU ALIMENTAIRE AVEC  
DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE MAXIMALE DES  
TUBES DES GV ET TEMPÉRATURE MAXIMALE DES BRANCHES  
FROIDES**

□

□

**FIG-19.2.2.2.18 TEMPS DISPONIBLE POUR LA  
DEPRESSURISATION AVANT LA RUPTURE DU CIRCUIT PRIMAIRE**

□

**FIG-19.2.2.2.19 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET  
DEPRESSURISATION RETARDEE PRESSION DU CIRCUIT  
PRIMAIRE ET PRESSION DES GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□

□

**FIG-19.2.2.2.20 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET  
DEPRESSURISATION RETARDEE TEMPÉRATURE SORTIE CŒUR  
ET NIVEAU TASSÉ DANS LE CIRCUIT PRIMAIRE**

□

□

**FIG-19.2.2.2.21 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET  
DEPRESSURISATION RETARDEE NIVEAU TASSÉ DANS LE  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LE  
PRESSURISEUR**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 36/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.22 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU  
PRESSURISEUR ET TEMPÉRATURE DU GAZ DANS LES  
GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.2

PAGE 37/37

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.2.23 PTAE + SOUPAPE BLOQUÉE OUVERTE ET  
DÉPRESSURISATION RETARDÉE PRODUCTION D'HYDROGÈNE  
DANS LE CŒUR ET RELACHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

□

**SOMMAIRE**

<b>.19.2.2.3 ÉVALUATION DE LA MITIGATION DU RISQUE HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2. CONTRÔLE DES GAZ COMBUSTIBLES DANS L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.1. SYSTÈME DE CONTRÔLE DES GAZ COMBUSTIBLES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.2. IMPLANTATION DES RECOMBINEURS . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3. CODES RELATIFS À L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3.1. MODÈLE D'ENCEINTE <span style="color: red;">□</span> . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3.1.1. MODÈLE HYDRODYNAMIQUE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3.1.2. GÉOMÉTRIE DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.1.3. MODÈLE DE RECOMBINEUR . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.1.4. MODÈLE DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>3.2. MODÈLE D'ENCEINTE <span style="color: red;">□</span> . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>3.2.1. MODÈLE HYDRODYNAMIQUE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>3.2.2. GÉOMÉTRIE DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>3.2.3. MODÈLE DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>4. SÉLECTION DES SCÉNARIOS . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>4.1. CLASSIFICATION DES SCÉNARIOS . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>4.2. APPROCHE DE SÉLECTION DES SCÉNARIOS . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>5. RÉPARTITION DES GAZ ET ÉVALUATION DU RISQUE POTENTIEL LIÉ À UNE COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>5.1. FONCTIONNEMENT DU SYSTÈME CONVECT ET MÉLANGE DES GAZ DANS L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>5.2. PRESSION DE L'ENCEINTE ET TEMPÉRATURE DES GAZ . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>5.3. RÉPARTITION DE L'HYDROGÈNE ET PERFORMANCES DES RECOMBINEURS . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>5.4. ÉVALUATION DU RISQUE DE COMBUSTION LENTE . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>5.5. ÉVALUATION DU RISQUE DE COMBUSTION RAPIDE . . . . .</b>	<b>21</b>
<b>6. CHARGEMENTS THERMIQUES RÉSULTANT DE LA RECOMBINAISON ET DE LA COMBUSTION LENTE DANS LE DÔME . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>6.1. RÉPONSE DE L'ENCEINTE AUX RELÂCHEMENTS DE VAPEUR ET D'EAU CHAUDE . . . . .</b>	<b>22</b>



<b>6.2. IMPACT GLOBAL DE LA RECOMBINAISON ET DE LA COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE SUR L'ATMOSPHÈRE DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>6.3. PERFORMANCES DES RECOMBINEURS, CARACTÉRISTIQUES DES GAZ ISSUS DE LA RECOMBINAISON ET ÉCHAUFFEMENT LOCAL DE L'ATMOSPHÈRE . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>6.4. CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LES STRUCTURES DE L'ENCEINTE DE CONFINEMENT . . . . .</b>	<b>26</b>
<b>7. CHARGEMENTS DYNAMIQUES DE PRESSION DUS À UNE COMBUSTION RAPIDE . . . . .</b>	<b>27</b>
<b>7.1. CARACTÉRISTIQUES GLOBALES DE LA COMBUSTION . . . . .</b>	<b>28</b>
<b>7.2. PROPAGATION ET ACCÉLÉRATION DE LA FLAMME . . . . .</b>	<b>29</b>
<b>7.3. PRESSION SUR LES PAROIS DE L'ENCEINTE ET LES PAROIS INTERNES . . . . .</b>	<b>30</b>
<b>8. COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE PENDANT L'INTERACTION CORIUM/ BÉTON . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>8.1. CONDITIONS INITIALES ET CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT DES GAZ . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>8.2. COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE ET DU MONOXYDE DE CARBONE . . . . .</b>	<b>33</b>
<b>8.3. CIRCULATION DES GAZ DANS L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>36</b>
<b>8.4. CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LES STRUCTURES DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>37</b>
<b>8.5. IMPACT DE LA MODIFICATION DES PROPRIETES DU BETON SACRIFICIEL . . . . .</b>	<b>38</b>
<b>9. CONCLUSIONS . . . . .</b>	<b>40</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>42</b>

**TABLEAUX :****TAB-19.2.2.3.1 POSITION DES RECOMBINEURS DANS LA MODÉLISATION**

<b>□</b> .....	<b>43</b>
<b>TAB-19.2.2.3.2 CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT D’HYDROGÈNE ET CONDITIONS DANS L’ENCEINTE</b> .....	<b>44</b>
<b>TAB-19.2.2.3.3 HYDROGÈNE ET VAPEUR RELÂCHÉS PAR LA BRÈCHE</b> .....	<b>45</b>
<b>TAB-19.2.2.3.4 HYDROGÈNE ET VAPEUR RELÂCHÉS PAR LE SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION</b> .....	<b>46</b>
<b>TAB-19.2.2.3.5 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE □ BF RR</b> .....	<b>47</b>
<b>TAB-19.2.2.3.6 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE □ PZR RR</b> .....	<b>48</b>
<b>TAB-19.2.2.3.7 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE □ BC RP □</b> .....	<b>49</b>
<b>TAB-19.2.2.3.8 PRESSION AICC</b> .....	<b>50</b>
<b>TAB-19.2.2.3.9 CONDITIONS DANS L’ENCEINTE AU MOMENT DE L’INFLAMMATION : CALCULS DE COMBUSTION LENTE – VALEUR MAXIMALE ENTRE PARENTHÈSES</b> .....	<b>51</b>
<b>TAB-19.2.2.3.10 CONDITIONS DANS L’ENCEINTE AU MOMENT DE L’INFLAMMATION : CALCULS DE COMBUSTION RAPIDE – VALEUR MAXIMALE ENTRE PARENTHÈSES</b> .....	<b>52</b>
<b>TAB-19.2.2.3.11 CARACTÉRISTIQUES DE LA COMBUSTION LENTE</b> .....	<b>53</b>
<b>TAB-19.2.2.3.12 TEMPÉRATURES MAXIMALES DU LINER MÉTALLIQUE</b> .....	<b>54</b>
<b>TAB-19.2.2.3.13 CARACTÉRISTIQUES DE LA COMBUSTION RAPIDE</b> .....	<b>55</b>
<b>TAB-19.2.2.3.14 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME</b> .....	<b>56</b>
<b>TAB-19.2.2.3.15 CONCENTRATIONS INITIALES DES GAZ</b> .....	<b>57</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.2.2.3.1 RÉSULTATS LORS DE LA PHASE PRINCIPALE DE RELÂCHEMENT DU RELÂCHEMENT D’HYDROGÈNE</b> .....	<b>58</b>
<b>FIG-19.2.2.3.2 DÉBIT VOLUMIQUE À TRAVERS LES VOLETS</b> .....	<b>59</b>
<b>FIG-19.2.2.3.3 PRESSION DANS L’ENCEINTE</b> .....	<b>60</b>

<b>FIG-19.2.2.3.4 TEMPÉRATURE MOYENNE DE L'ATMOSPHÈRE DE L'ENCEINTE .....</b>	<b>61</b>
<b>FIG-19.2.2.3.5 PRESSION AICC DANS L'ENCEINTE.....</b>	<b>62</b>
<b>FIG-19.2.2.3.6 CONCENTRATIONS D'HYDROGÈNE JUSTE APRÈS LE PIC DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE (A GAUCHE) ET 30 MINUTES APRÈS (A DROITE) .....</b>	<b>63</b>
<b>FIG-19.2.2.3.7 NUAGE POSSÉDANT UNE CONCENTRATION D'HYDROGÈNE SUPÉRIEURE À 10% JUSTE APRÈS LE PIC DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE .....</b>	<b>64</b>
<b>FIG-19.2.2.3.8 RELACHEMENT D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE ET CARACTÉRISTIQUES DE LA RECOMBINAISON .....</b>	<b>65</b>
<b>FIG-19.2.2.3.9 MASSE D'HYDROGÈNE RECOMBINÉE EN FONCTION DE L'ÉLÉVATION DES RECOMBINEURS <math>\sigma</math> APRÈS LA PHASE PRINCIPALE DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE.....</b>	<b>66</b>
<b>FIG-19.2.2.3.10 VOLUME DE NUAGES À DIFFÉRENTES CONCENTRATIONS D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE .....</b>	<b>67</b>
<b>FIG-19.2.2.3.11 NUAGE POSSÉDANT UN INDICE <math>\Sigma &gt; 1</math> JUSTE APRÈS LE PIC DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE .....</b>	<b>68</b>
<b>FIG-19.2.2.3.12 VOLUME DU NUAGE POSSÉDANT UN INDICE <math>\Sigma &gt; 1</math> DANS L'ENCEINTE ET MASSE D'HYDROGÈNE CONTENUE À L'INTÉRIEUR DU NUAGE .....</b>	<b>69</b>
<b>FIG-19.2.2.3.13 CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT DE VAPEUR ET D'EAU .....</b>	<b>70</b>
<b>FIG-19.2.2.3.14 TEMPÉRATURE DU LINER METALLIQUE JUSTE AVANT LA PHASE DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE.....</b>	<b>71</b>
<b>FIG-19.2.2.3.15 DÉBIT DE RECOMBINAISON ET TAUX DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE.....</b>	<b>72</b>
<b>FIG-19.2.2.3.16 DÉBIT DE RECOMBINAISON/TAUX DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE ET TEMPÉRATURE MOYENNE DES GAZ DANS L'ENCEINTE .....</b>	<b>73</b>
<b>FIG-19.2.2.3.17 DIFFÉRENTS INSTANTS DU NUAGE DES GAZ DE TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE À <math>T_{lim}</math>°C POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE <math>\sigma</math> BC RP <math>\sigma</math> (AVEC COMBUSTION) .....</b>	<b>74</b>
<b>FIG-19.2.2.3.18 PRESSION DANS L'ENCEINTE (AVEC COMBUSTION) .....</b>	<b>75</b>

<b>FIG–19.2.2.3.19 PICS DE TEMPÉRATURE DES GAZ A LA SORTIE DE CERTAINS RECOMBINEURS.....</b>	<b>76</b>
<b>FIG–19.2.2.3.20 TEMPÉRATURE DES GAZ AU MOMENT DU PIC DE DÉBIT DE RECOMBINAISON D’HYDROGÈNE.....</b>	<b>77</b>
<b>FIG–19.2.2.3.21 NUAGE DE GAZ DE TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE À [ ]°C PEU APRÈS L’INSTANT DU PIC DE TAUX DE COMBUSTION (AVEC COMBUSTION).....</b>	<b>78</b>
<b>FIG–19.2.2.3.22 TEMPÉRATURE DE SURFACE DU LINER PEU APRÈS L’INSTANT DU PIC DE TEMPÉRATURE (SANS COMBUSTION).....</b>	<b>79</b>
<b>FIG–19.2.2.3.23 TEMPÉRATURE DU LINER PEU APRÈS DE L’INSTANT DU PIC DE TEMPÉRATURE (AVEC COMBUSTION).....</b>	<b>80</b>
<b>FIG–19.2.2.3.24 PROFIL DE TEMPÉRATURE DU LINER À PLUSIEURS INSTANTS POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE [ ] BC RP [ ].....</b>	<b>81</b>
<b>FIG–19.2.2.3.25 TEMPÉRATURE DU LINER À DIFFERENTS INSTANTS POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE [ ] BC RP [ ] (AVEC COMBUSTION).....</b>	<b>82</b>
<b>FIG–19.2.2.3.26 MASSE D’HYDROGÈNE DANS L’ENCEINTE, MASSE BRÛLÉE ET TAUX DE COMBUSTION D’HYDROGÈNE.....</b>	<b>83</b>
<b>FIG–19.2.2.3.27 TEMPÉRATURE DES GAZ (EN K) PROCHE DU MOMENT DU PIC DE TAUX DE COMBUSTION (A GAUCHE) ET À LA FIN DU CALCUL (À DROITE).....</b>	<b>84</b>
<b>FIG–19.2.2.3.28 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME (M/S) DANS L’ENCEINTE SUR TOUTE LA DURÉE DU CALCUL.....</b>	<b>85</b>
<b>FIG–19.2.2.3.29 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME (M/S) PROCHE DU MOMENT DU PIC.....</b>	<b>86</b>
<b>FIG–19.2.2.3.30 DIFFÉRENCE DE PRESSION À TRAVERS LES MURS DE L’ENCEINTE POUR LES TROIS SCÉNARIOS ÉTUDIÉS.....</b>	<b>87</b>
<b>FIG–19.2.2.3.31 DIFFÉRENCE DE PRESSION À TRAVERS CERTAINS MURS INTERNES.....</b>	<b>88</b>
<b>FIG–19.2.2.3.32 DIFFÉRENCE MAXIMALE DE PRESSION À TRAVERS DIFFÉRENTS MURS INTERNES.....</b>	<b>89</b>
<b>FIG–19.2.2.3.33 DÉBIT DE RELÂCHEMENT D’HYDROGÈNE ET DE VAPEUR.....</b>	<b>90</b>

<b>FIG–19.2.2.3.34 MASSES D’HYDROGÈNE ET DE VAPEUR RELACHÉES .....</b>	<b>91</b>
<b>FIG–19.2.2.3.35 TEMPÉRATURE DES GAZ ET DES SURFACES DE RELÂCHEMENT .....</b>	<b>92</b>
<b>FIG–19.2.2.3.36 DÉBIT D’HYDROGÈNE RELACHÉ ET TAUX D’ÉLIMINATION .....</b>	<b>93</b>
<b>FIG–19.2.2.3.37 HYDROGÈNE RELÂCHÉ DANS L’ENCEINTE ET SON ÉLIMINATION .....</b>	<b>94</b>
<b>FIG–19.2.2.3.38 NUAGE DE CONCENTRATION D’HYDROGÈNE SUPÉRIEURE À 4% DANS L’ENCEINTE : APRÈS LA RUPTURE DE CUVE, APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, À LA FIN ET APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM .....</b>	<b>95</b>
<b>FIG–19.2.2.3.39 CONCENTRATION D’HYDROGÈNE, D’OXYGÈNE ET DE VAPEUR DANS LE Puits DE CUVE APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE (FIGURES DE GAUCHE) ET DANS LA CHEMINÉE AU DESSUS DE LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE (FIGURES DE DROITE) .....</b>	<b>96</b>
<b>FIG–19.2.2.3.40 TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LE Puits DE CUVE APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE (FIGURES DE GAUCHE) ET DANS LA CHEMINÉE AU DESSUS DE LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE (FIGURES DE DROITE) .....</b>	<b>97</b>
<b>FIG–19.2.2.3.41 MASSE DU NUAGE D’HYDROGÈNE À CONCENTRATION SUPÉRIEURE À 4% .....</b>	<b>98</b>
<b>FIG–19.2.2.3.42 NUAGE POSSÉDANT UN INDICE <math>\Sigma &gt; 1</math> APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE .....</b>	<b>99</b>
<b>FIG–19.2.2.3.43 NUAGE DE GAZ DE TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE À <math>\square</math>°C DANS L’ENCEINTE : APRÈS LA RUPTURE DE CUVE, APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, PENDANT ET APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM .....</b>	<b>100</b>
<b>FIG–19.2.2.3.44 NUAGE DE CONCENTRATION EN VAPEUR D’EAU SUPÉRIEURE À <math>\square</math>% DANS L’ENCEINTE : APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, AU DÉBUT, À LA FIN ET APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM .....</b>	<b>101</b>

<b>FIG–19.2.2.3.45 TEMPÉRATURE MAXIMALE DE SURFACE DES STRUCTURES .....</b>	<b>102</b>
<b>FIG–19.2.2.3.46 TEMPÉRATURE MAXIMALE DU LINER MÉTALLIQUE.....</b>	<b>103</b>
<b>FIG–19.2.2.3.47 TEMPÉRATURE DE SURFACE DU LINER APRÈS L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, AU DÉBUT, À LA FIN ET APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM .....</b>	<b>104</b>
<b>FIG–19.2.2.3.48 TEMPÉRATURE MAXIMALE DE SURFACE DU LINER.....</b>	<b>105</b>

### **.19.2.2.3 ÉVALUATION DE LA MITIGATION DU RISQUE HYDROGÈNE**

Dans un souci de simplification, les scénarios étudiés dans ce chapitre sont nommés de la manière suivante :

Scénario	Appellation
APRP petite brèche [ ] en branche froide avec refroidissement rapide	APRP PB [ ] BF RR
APRP petite brèche [ ] dans le pressuriseur avec refroidissement rapide	APRP PB [ ] PZR RR
APRP petite brèche [ ] en branche chaude avec refroidissement partiel et dépressurisation retardée [ ]	APRP PB [ ] BC RP [ ]

On appellera par la suite « zone d'équipements » la zone de l'enceinte contenant les composants du circuit primaire et « zone d'exploitation » le reste de l'enceinte.

#### **1. INTRODUCTION**

Un accident grave conduisant à une fusion du cœur produit une quantité importante de gaz combustibles. La production de ces gaz et leur relâchement dans l'enceinte de confinement n'est pas un processus instantané mais continu avec des pics lors de certaines phases de l'accident.

Pendant la phase en cuve de l'accident, c'est-à-dire avant la rupture éventuelle de la cuve, de l'hydrogène est produit par des réactions d'oxydation dans le cœur. Il est relâché dans l'enceinte par la brèche du circuit primaire et/ou le système de dépressurisation du circuit primaire, dont les lignes de décharge aboutissent dans deux compartiments de pompes primaires. Lors de la phase de relâchement, la formation d'un panache au dessus de la brèche conduit à une concentration d'hydrogène très hétérogène dans le compartiment du générateur de vapeur ou de la pompe primaire. Ce nuage d'hydrogène se répand ensuite dans les compartiments adjacents de la zone d'équipements.

Pour limiter les conséquences d'une combustion d'hydrogène et réduire les risques associés à une accélération de flamme pouvant conduire à une détonation dans [ ], l'enceinte du réacteur EPR FA3 est équipée d'un système de contrôle des gaz combustibles. Une partie de ce système permet de mélanger efficacement les gaz présents dans l'enceinte et donc de diluer les nuages à forte concentration d'hydrogène. A cela s'ajoute des recombineurs qui éliminent l'hydrogène par un procédé autocatalytique. Ainsi, en cas de combustion de l'hydrogène, les chargements dynamiques de pression sur les murs internes et la paroi de l'enceinte restent inférieurs aux limites admissibles par les structures.

En cas de rupture de la cuve, de l'hydrogène et du monoxyde de carbone sont également produits dans le puits de cuve et la chambre d'étalement durant l'interaction du corium avec le béton sacrificiel. On considère que ces gaz combustibles brûlent de manière continue peu de temps après leur relâchement du bain de corium sous la forme d'une flamme rémanente et ne s'accumulent donc pas dans l'enceinte.

La validation du système de contrôle des gaz combustibles du réacteur EPR comporte les étapes suivantes :

- Un grand nombre de scénarios sont calculés [ ]. L'analyse des résultats de ces simulations conduit à la sélection d'un nombre réduit de scénarios qui sont étudiés de façon plus approfondie vis-à-vis du risque hydrogène (voir la section 19.2.2.1).

- La répartition des gaz et la distribution des températures dans l'enceinte sont analysées [ ] pour trois scénarios sélectionnés. Cette étude démontre le bon mélange des gaz dans l'enceinte et permet d'évaluer la performance des recombineurs. Elle permet également de quantifier la quantité d'hydrogène pouvant brûler dans le dôme, et d'évaluer le risque d'accélération de la flamme lors d'une combustion dans [ ].
- Pour les mêmes scénarios, les chargements thermiques induits par la recombinaison de l'hydrogène dans les recombineurs (réaction autocatalytique exothermique) et par la combustion possible d'un nuage d'hydrogène dans le dôme de l'enceinte sont évalués [ ].
- Les chargements dynamiques de pression résultant de la combustion de l'hydrogène sont calculés pour une inflammation se produisant aux instants et aux emplacements les plus pénalisants [ ]. Ces calculs sont effectués pour les mêmes scénarios que ceux retenus précédemment [ ]. Ils permettent de vérifier qu'une transition d'une déflagration vers une détonation et des chargements dynamiques de pression excessifs sur les parois ne peuvent pas se produire.
- Après la rupture de la cuve, la combustion laminaire de l'hydrogène et du monoxyde de carbone produits par l'interaction corium/béton dans le puits de cuve, puis dans la chambre d'étalement est étudiée. Cette étude n'est effectuée que sur un seul scénario représentatif des situations hors cuve [ ]. L'analyse est effectuée afin de démontrer l'absence de risque lié à la production d'hydrogène et de monoxyde de carbone pendant ces phases d'interaction corium/béton.

On notera que dans les figures présentées dans ce chapitre, les concentrations des gaz sont toujours données en pourcentage volumique. Pour les courbes présentant l'évolution temporelle de certaines grandeurs, la signification des différentes couleurs foncées (noir, rouge, bleu, vert) est donnée en légende. La signification des différents types de lignes (trait plein, tirets) est précisée dans une autre légende. Les couleurs correspondant aux lignes en tirets sont choisies dans des teintes différentes mais représentatives des couleurs foncées (respectivement : brun pour noir, magenta pour rouge, cyan pour bleu, vert clair pour vert).

Dans les graphiques à deux et à trois dimensions relatifs au § 8, le temps depuis le début de la phase hors cuve (qui commence à la rupture de la cuve [ ]) est indiqué entre parenthèses.

## **2. CONTRÔLE DES GAZ COMBUSTIBLES DANS L'ENCEINTE**

### **2.1. SYSTÈME DE CONTRÔLE DES GAZ COMBUSTIBLES**

Le système de contrôle des gaz combustibles se compose des sous-systèmes suivants :

- Le système CONVECT, qui dilue les fortes concentrations locales d'hydrogène par l'établissement d'une convection globale mélangeant les gaz présents dans l'enceinte. Dans ce but, la séparation de l'enceinte en une zone d'équipements contenant les composants primaires et une zone d'exploitation qui existe en fonctionnement normal du réacteur est supprimée en cas d'accident grave. L'enceinte passe ainsi d'une configuration « deux zones » à une configuration « une zone ». Le système CONVECT est composé de disques de rupture et de disques de convection passifs situés au plafond des compartiments des générateurs de vapeur, et de huit volets reliant le volume libre de l'IRWST à la partie inférieure des compartiments annulaires.
- 47 recombineurs autocatalytiques, répartis uniformément dans toute l'enceinte, qui éliminent de l'hydrogène afin de réduire sa concentration locale en dessous de la limite d'inflammation et aussi sa masse globale à long terme. De plus, ils facilitent également le mélange de l'atmosphère de l'enceinte grâce aux mouvements de convection locaux induits par les gaz chauds issus de la recombinaison en sortie des recombineurs. Il est à noter qu'aucun recombineur n'est installé dans les compartiments annulaires inférieurs, où leur efficacité serait médiocre. Le nombre de recombineurs est déterminé par l'exigence de maintenir la concentration moyenne d'hydrogène en dessous de 10%.

Les disques de rupture [ ] s'ouvrent passivement pour une différence de pression [ ] de part et d'autre du plafond des compartiments des générateurs de vapeur [ ]. Les disques de convection [ ] s'ouvrent aussi quand la température en dessous de ces disques dépasse un seuil donné [ ] (en plus du critère sur la pression). Ces deux types de disques assurent ensemble le bon fonctionnement du système



CONVECT en cas d'accident grave initié par une petite ou une grosse brèche dans le circuit primaire. Par ailleurs, les volets s'ouvrent pour une pression absolue dans l'enceinte [1], ou lorsque la différence de pression de part et d'autre du plafond des compartiments des générateurs de vapeur atteint un seuil donné [1].

Les calculs [1] montrent que si des composants du système CONVECT ne s'ouvrent pas comme prévu, les mouvements de convection s'adaptent naturellement pour assurer malgré tout un mélange suffisant des gaz dans l'enceinte [1]. Par exemple, si deux des huit volets ne fonctionnent pas, alors que le critère d'ouverture est atteint, le débit de gaz à travers les autres volets augmente, de sorte que le débit volumique total à travers les volets n'est que peu affecté. De même, si tous les disques de rupture et de convection dans le plafond des compartiments des générateurs de vapeur situés du côté opposé de l'enceinte où l'hydrogène est relâché restent fermés, la circulation naturelle qui s'établit préférentiellement dans un secteur de l'enceinte est suffisante pour diluer les nuages d'hydrogène à forte concentration.

La mise en service du système d'aspersion de l'enceinte dès les premières phases d'un accident grave ne diminue pas l'efficacité du système CONVECT, et n'augmente pas le risque potentiel d'une combustion de l'hydrogène [1]. L'augmentation du brassage de l'atmosphère de l'enceinte induit par l'aspersion améliore en effet la dilution de l'hydrogène ce qui compense largement l'aggravation du risque de combustion résultant de la condensation de la vapeur.

## **2.2. IMPLANTATION DES RECOMBINEURS**

L'emplacement des recombineurs dans l'enceinte, selon la hauteur et la répartition dans les différents locaux, est détaillé dans le tableau [TAB-19.2.2.3.1](#). [1].

Cette répartition des recombineurs dans l'enceinte a été optimisée lors des premières études de conception du projet EPR. Une étude de sensibilité basée sur des calculs [1], considérant trois implantations différentes des recombineurs, a été réalisée pour un scénario APRP petite brèche avec dépressurisation retardée du circuit primaire. L'influence de la position des recombineurs sur le débit total de recombinaison et sur la performance individuelle des recombineurs dans les différents compartiments a été étudiée. [1] :

[1]

## **3. CODES RELATIFS À L'ENCEINTE**

### **3.1. MODÈLE D'ENCEINTE [1]**

On utilise un code CFD [1] aux volumes finis qui permet de calculer les écoulements d'un mélange vapeur/hydrogène/air dans une enceinte, ainsi que la recombinaison et la combustion de l'hydrogène [1]. Ce code a été largement validé à partir d'un grand nombre d'expériences réalisées dans des programmes de R&D dédiés à la sûreté nucléaire. [1].

Le comportement de l'enceinte est déterminé [1] lors des phases les plus actives d'un accident, à savoir la phase de décharge du circuit primaire (juste après l'événement initiateur) et la phase d'oxydation du cœur (quand de l'hydrogène est également relâché dans l'enceinte). Pour les scénarios évoluant lentement, la phase quasi-stationnaire intermédiaire durant laquelle les conditions dans l'enceinte sont à peu près constantes, n'est pas calculée. Le décalage temporel qui est réalisé dans les simulations est indiqué sur les courbes présentées en figure [FIG-19.2.2.3.2](#), [FIG-19.2.2.3.3](#) et [FIG-19.2.2.3.4](#).

#### **3.1.1. Modèle hydrodynamique**

L'écoulement d'un gaz constitué de différentes espèces (ici de l'azote, de l'oxygène, de l'hydrogène, de la vapeur, du xénon, et de l'eau liquide) dans un volume fermé, avec une résolution spatiale et temporelle définie, est calculé [1]. L'évaluation des propriétés du mélange (composition, température, etc.) est obtenue en résolvant, pour un mélange compressible et de façon tridimensionnelle, les équations de Navier-Stokes et d'énergie pour des mélanges de gaz multicomposants.

Par ailleurs, les transferts de chaleur par convection, conduction et rayonnement sont également pris en compte [1], à la fois entre les mailles contenant du gaz mais aussi entre les mailles contenant du gaz et les mailles contenant des structures solides (ou des parois minces). Pour les structures solides et les murs, une équation de conduction thermique unidimensionnelle est résolue pour déterminer le profil de température perpendiculairement à la face de la maille en contact avec le gaz. La condensation de la vapeur et la vaporisation de l'eau sont prises en compte en tant que phénomènes massique et surfacique.

### 3.1.2. Géométrie de l'enceinte

La modélisation de l'enceinte du réacteur EPR [1] utilise des coordonnées cylindriques. [1] Le volume de l'enceinte est ainsi subdivisé en [1] mailles de volumes différents.

Telles qu'elles sont conçues [1], certaines mailles contiennent des structures représentant des parois minces sur certaines de leurs faces, alors que d'autres sont entièrement constituées d'un matériau solide. Ces structures modélisent les compartiments de l'enceinte et certains équipements (par exemple, les murs, la cuve du réacteur, le circuit primaire, les pompes, les générateurs de vapeur, les portes, les escaliers, les passerelles, le liner métallique, etc., qui sont modélisés par des masses distribuées dans l'enceinte et ayant une capacité thermique appropriée), et en particulier les principales liaisons entre les compartiments (comme la ventilation du puits de cuve ou la liaison entre le plafond de la chambre d'étalement et les compartiments de la zone d'équipements).

Le liner métallique et le mur en béton sur lequel il est fixé (qui est le mur interne de l'enceinte double paroi) sont modélisés comme un mur [1]. Ce mur est modélisé par une couche de peinture en surface, par le liner métallique, puis par un mur en béton. Pour des raisons pratiques, l'hypothèse selon laquelle un petit espace pourrait exister entre le liner et le mur en béton [1] n'est pas retenue dans le modèle [1]. La conduction thermique entre le liner et le mur étant réduite dans ces zones, cela aboutirait à des températures locales de la structure métallique supérieures. [1].

Les disques de rupture et de convection ainsi que les volets du système CONVECT sont modélisés par des parois minces qui s'ouvrent lorsque des critères spécifiés (pression, température) sont atteints.

L'espace entre la cuve du réacteur et les parois du puits de cuve ainsi que la ventilation du puits de cuve sont également modélisés. Ces régions sont importantes pour la combustion des gaz produits après la rupture de la cuve et pour l'écoulement des gaz chauds de combustion vers les compartiments adjacents au puits de cuve.

### 3.1.3. Modèle de recombiner

Les recombineurs FRAMATOME utilisés dans l'enceinte sont des composants passifs qui assurent l'élimination de l'hydrogène. Ils démarrent automatiquement lorsque la concentration d'hydrogène dans le gaz circulant à travers les recombineurs dépasse un seuil de [1] et sous réserve d'une quantité suffisante d'oxygène disponible. Si la concentration d'oxygène est insuffisante [1], la recombinaison de l'hydrogène s'interrompt.

Le débit de recombinaison d'un recombineur est calculé [1] à partir d'une corrélation empirique basée sur des résultats expérimentaux.

Chaque recombineur est constitué d'un boîtier (modélisé par des parois) et de deux mailles. [1].

### 3.1.4. Modèle de combustion d'hydrogène

Un modèle global de cinétique chimique basé sur une loi d'Arrhenius est utilisé [1] pour décrire la réaction chimique entre l'hydrogène et l'oxygène,  $2 \text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2 \text{H}_2\text{O}$ , et calculer le taux de combustion.

Le modèle de combustion garantit qu'aucun résultat non physique (concentration négative d'espèce) n'apparaît suite à la réaction chimique. En plus du calcul de l'évolution des masses des différentes

espèces, le taux de combustion est utilisé pour évaluer l'énergie libérée par le processus de combustion et qui s'élève à environ 120 kJ par gramme d'hydrogène brûlé.

L'énergie de combustion est libérée dans la maille de gaz dans laquelle se produit la réaction, puis le transfert de chaleur et la diffusion sont calculés [ ] selon les équations de transport. La combustion des gaz est calculée dans toutes les mailles remplissant les conditions d'inflammabilité (concentrations limites), indépendamment de leur température. Par conséquent, la combustion et le dégagement d'énergie qui en résulte sont éventuellement calculés pour des gaz dont la température est inférieure à la température d'auto-inflammation de l'hydrogène, ce qui est conservatif vis-à-vis de l'énergie libérée et des chargements thermiques associés. Cependant, la température des gaz étant utilisée dans la loi d'Arrhenius pour déterminer le taux de réaction, la valeur de ce dernier reste limitée quand la température des gaz est très inférieure à la température d'autoinflammation.

Même s'il est possible de calculer [ ] une propagation réaliste de la flamme avec différents choix de paramètres, l'analyse effectuée ici se concentre plutôt sur les chargements thermiques dus à la combustion. Par conséquent, on préfère utiliser un modèle de combustion sans limitation par la température plutôt que de chercher à calculer précisément la propagation de la flamme.

Les échelles temporelles des réactions chimiques sont généralement courtes par rapport aux échelles caractéristiques des écoulements. De plus, la description détaillée de la structure de la flamme n'est pas considérée dans cette étude. Par conséquent, la formulation ci-dessus est suffisante pour calculer l'énergie de combustion libérée dans l'enceinte, estimer approximativement la localisation de la flamme et évaluer la température des structures.

Après la rupture de la cuve du réacteur, de l'hydrogène mais aussi du monoxyde de carbone sont produits lors de l'interaction corium/béton (d'abord dans le puits de cuve, puis dans la chambre d'étalement). Pour des raisons pratiques, dans les calculs [ ], la contribution du monoxyde de carbone à la réaction de combustion est simplement ajoutée à celle de l'hydrogène [ ].

### **3.2. MODÈLE D'ENCEINTE [ ]**

On utilise un code de calcul CFD [ ] utilisant la méthode des volumes finis pour simuler des écoulements turbulents réactifs [ ]. Il est principalement utilisé pour mettre en évidence d'éventuels chargements dynamiques de pression sur le liner et les structures internes lors d'une déflagration rapide.

L'évolution de la combustion d'un mélange gazeux est calculée en détails et sur quelques secondes [ ]. [ ]

#### **3.2.1. Modèle hydrodynamique**

[ ] L'équation d'état des gaz parfaits est utilisée pour relier la température, l'énergie et la pression partielle des gaz. Le mélange gazeux peut être composé d'hydrogène, d'oxygène, de vapeur et d'azote. La capacité thermique de chaque espèce dépend uniquement de la température. Les transferts de chaleur entre le gaz et les structures solides de l'enceinte ne sont pas pris en compte, pas plus que le rayonnement thermique.

#### **3.2.2. Géométrie de l'enceinte**

La modélisation de l'enceinte du réacteur EPR [ ] utilise des coordonnées cartésiennes. [ ].

Au moment de l'inflammation, les volets et tous les disques de convection sont déjà ouverts. En outre, on peut supposer que tous les disques de rupture et les portes sont ouverts par le chargement mécanique induit par les ondes de pression qui précèdent le front de flamme. Par conséquent, tous les composants du système CONVECT ainsi que toutes les portes à l'intérieur de l'enceinte sont considérés ouverts dans le calcul [ ]. Les recombineurs ne sont pas pris en compte, l'impact de la recombinaison sur la réduction globale de l'hydrogène pendant la courte période de combustion étant négligeable.

[ ]

### 3.2.3. Modèle de combustion d'hydrogène

Le modèle Eddy Break-Up est utilisé [1]. Ce modèle de combustion est basé sur l'hypothèse que la réaction chimique entre le combustible (l'hydrogène) et l'oxydant (l'oxygène) est complète et instantanée dès lors que le combustible et le comburant sont mélangés. Par conséquent, la cinétique de réaction est contrôlée et limitée par le mélange turbulent des espèces chimiques.

[1]

## 4. SÉLECTION DES SCÉNARIOS

### 4.1. CLASSIFICATION DES SCÉNARIOS

Pour la validation des moyens de contrôle des gaz combustibles, les scénarios d'accident grave sont classés de la façon suivante :

- Les scénarios représentatifs sont ceux utilisés pour la conception et la validation des moyens de contrôle et de mitigation des accidents graves. Pour ces scénarios, on démontre que l'efficacité des moyens de mitigation est celle requise et que l'étanchéité et le rôle de l'enceinte sont bien assurés. Il s'agit de scénarios de fusion du cœur pour lesquels la dépressurisation du circuit primaire est effectuée avec succès au plus tard lorsque le critère d'entrée en accident grave est atteint. Ces scénarios sont également retenus en fonction de leur probabilité d'occurrence.
- Les scénarios extrêmes sont utilisés pour démontrer que les moyens de contrôle et de mitigation des accidents graves sont robustes, et qu'il n'existe aucun « effet falaise » vis-à-vis de la sûreté. Leur choix peut être spécifique à chaque moyen de mitigation. Pour cette classe de scénarios, il est nécessaire de démontrer que l'intégrité de l'enceinte n'est pas menacée. Les scénarios extrêmes sont choisis parmi les différents scénarios de fusion du cœur avec une dépressurisation retardée du circuit primaire conduisant à un renoyage en cuve par les accumulateurs différé, ou à un renoyage temporaire dû à l'injection de sécurité. Ces scénarios sont sélectionnés indépendamment de leur probabilité d'occurrence.

Une présélection est réalisée parmi les scénarios pour identifier ceux qui sont pertinents pour les calculs de répartition et de combustion des gaz combustibles. Ces scénarios sont choisis parmi un grand nombre de calculs [1] (voir section 19.2.2.1) en tenant compte des paramètres suivants :

- événement initiateur : accidents de perte de réfrigérant primaire (petite ou grosse brèche) et transitoires (accidents de perte totale d'alimentation externe avec défaillance consécutive de tous les diesels, ou accidents de perte totale d'eau alimentaire) ; ces deux types d'accident diffèrent principalement par la ou les localisations de relâchement d'hydrogène, et la quantité de vapeur dans l'enceinte.
- dépressurisation du circuit primaire : activation du système de dépressurisation pour une température des gaz à la sortie du cœur de 650°C (scénarios représentatifs) ou dépressurisation retardée (scénarios extrêmes),
- évacuation de la puissance côté secondaire : refroidissement partiel automatique suivi d'un refroidissement rapide [1], ou défaillance du refroidissement rapide et donc refroidissement partiel uniquement (avec isolement des générateurs de vapeur lorsque la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C),
- localisation de la brèche dans le circuit primaire (en cas d'accident de perte de réfrigérant primaire) : branche chaude, branche froide ou à différents niveaux du pressuriseur (y compris la ligne d'expansion et les autres lignes de connexion) ; la localisation de la brèche influence la concentration en vapeur dans l'enceinte ainsi que la stratification possible de l'hydrogène dans les différents compartiments de la zone d'équipements.
- taille de la brèche : variation paramétrique, avec une augmentation du diamètre de la brèche [1] ; la taille de la brèche peut avoir une influence importante sur la progression de l'accident et sur la répartition de la quantité d'hydrogène relâchée par la brèche et par la ligne de décharge du pressuriseur.

#### **4.2. APPROCHE DE SÉLECTION DES SCÉNARIOS**

Pour évaluer le risque de combustion d'hydrogène, un nombre limité de scénarios est sélectionné (voir tableau 13 de la section 19.2.2.1). Il n'est pas retenu de scénarios sans refroidissement secondaire, et seulement un scénario avec renoyage tardif du cœur est considéré. Tous les scénarios extrêmes sélectionnés comportent seulement un refroidissement secondaire partiel. Le cas le plus pénalisant pour chaque scénario avec dépressurisation tardive est sélectionné à partir de l'analyse des résultats [ ] de la production et du débit d'hydrogène, de sa répartition entre les zones de relâchement et de la production de la vapeur. Les valeurs de ces paramètres varient selon les différents instants de dépressurisation tardive.

Pour l'évaluation détaillée du risque hydrogène [ ], un calcul de tous les scénarios présélectionnés n'est pas nécessaire. En fonction des résultats [ ] durant la phase de dégradation en cuve et de la réponse de l'enceinte, un nombre réduit de scénarios est retenu.

Pour cela, toutes les informations obtenues par les calculs [ ] (voir section 19.2.2.1) sont prises en compte :

- résultats concernant le circuit primaire : quantité et débit d'hydrogène relâché, nombre de points de relâchement, hauteur du point de relâchement,
- résultats concernant l'enceinte : concentration de vapeur, pression de l'enceinte au moment du relâchement d'hydrogène, pression AICC (issue d'une combustion complète adiabatique et isochores).

En fonction de ces informations, deux scénarios représentatifs sont alors sélectionnés pour l'analyse détaillée de la répartition de l'hydrogène produit en cuve et de la combustion :

- Scénario APRP PB [ ] BF RR :  
Ce scénario représentatif avec refroidissement rapide par le secondaire est initié par une brèche [ ] dans la branche froide de la boucle 2 située dans la partie inférieure du compartiment de la pompe primaire [ ]. La dépressurisation du circuit primaire débute quand la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C.  
Ce scénario présente un relâchement d'hydrogène limité en comparaison d'autres scénarios, mais il est retenu en raison de la faible concentration de vapeur dans l'enceinte (due à un débit de vapeur limité [ ] lors du pic principal de relâchement et conduisant à une faible pression dans l'enceinte [ ] pendant cette période) selon le calcul [ ], ce qui aggrave le risque de combustion d'hydrogène. [ ]  
Comme la brèche dans le circuit primaire est petite et qu'un refroidissement secondaire rapide est effectué, le relâchement d'hydrogène commence très tardivement, plus de 40 heures après l'événement initiateur. La principale phase de relâchement d'hydrogène dure moins de deux heures [ ], phase pendant laquelle de l'hydrogène est relâché [ ], à un débit moyen [ ] (voir également la première courbe de la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)). Le relâchement s'effectue essentiellement par la brèche.
- Scénario APRP PB [ ] PZR RR :  
Ce scénario représentatif avec refroidissement rapide par le secondaire est initié par une brèche [ ] au sommet du pressuriseur [ ]. La dépressurisation du circuit primaire débute quand la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C.  
Il est retenu parmi les scénarios avec une brèche dans le pressuriseur pour l'évaluation du risque de stratification de l'hydrogène au sommet du compartiment du pressuriseur et des compartiments des générateurs de vapeur adjacents. Un relâchement des gaz chauds en partie haute de l'enceinte est en effet défavorable pour la convection globale puisque cela amplifie l'effet de stratification. Le relâchement d'hydrogène dans le compartiment du pressuriseur est important [ ] et la pression dans l'enceinte calculée [ ] est faible. Le scénario se caractérise donc par une faible concentration de vapeur, et par une pression de l'enceinte peu élevée [ ] pendant la période de relâchement d'hydrogène. Lors de la phase en cuve, une masse d'hydrogène [ ] est produite et relâchée dans l'enceinte. [ ]  
Comme pour le scénario précédent, la petite taille de la brèche et le refroidissement rapide par le secondaire conduisent à un relâchement d'hydrogène très tardif qui a lieu plus de 40 heures après l'événement initiateur. La principale phase de relâchement d'hydrogène dure presque 2

heures [1], phase pendant laquelle de l'hydrogène est relâché [1], à un débit moyen [1] (voir également la seconde courbe de la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)). Comme précédemment, le relâchement s'effectue essentiellement par la brèche.

Une approche analogue est réalisée pour les scénarios extrêmes. En se basant à nouveau sur les résultats du calcul [1], le scénario suivant est sélectionné :

- Scénario APRP PB [1] BC RP [1] :

Ce scénario extrême est initié par une brèche [1] dans la branche chaude de la boucle 2 située dans la partie inférieure du compartiment du générateur de vapeur correspondant [1].

On considère ici un délai [1] entre le moment où la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C et celui de la dépressurisation du circuit primaire. Quand le circuit primaire est enfin dépressurisé, l'injection des accumulateurs s'effectue sur un cœur chaud et partiellement dégradé, entraînant une augmentation de la production d'hydrogène. Ce scénario présente la plus grande production d'hydrogène de tous les scénarios extrêmes [1], générant ainsi une pression maximale dans l'enceinte (incluant la pression AICC) relativement élevée [1]. Il présente également le débit moyen d'hydrogène le plus important à travers la brèche, et un relâchement limité de vapeur dans l'enceinte. En outre, une quantité importante d'hydrogène est relâchée par le système de dépressurisation dans les deux compartiments des pompes primaires, ce qui conduit à trois points de relâchement d'hydrogène. Vis-à-vis du risque hydrogène, ce scénario enveloppe tous les scénarios extrêmes avec une brèche dans la branche chaude en raison de l'importance du débit de relâchement d'hydrogène et de la masse totale d'hydrogène relâchée.

Dans ce scénario, l'accident progresse rapidement, et le relâchement d'hydrogène débute une heure seulement après l'événement initiateur. La principale phase de relâchement d'hydrogène à travers la brèche est courte [1], phase pendant laquelle de l'hydrogène est relâché [1]. Au travers du système de dépressurisation, de l'hydrogène est rejeté [1] en un peu plus de deux heures [1] (voir également la troisième courbe de la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)).

Vis-à-vis du risque hydrogène, le scénario représentatif le plus pénalisant issu des calculs [1] est le scénario APRP PB [1] BC RR (voir tableau [TAB-19.2.2.3.13](#)). Cependant, ce scénario est couvert par le scénario extrême APRP PB [1] BC RP [1], qui constitue également un scénario avec brèche dans la branche chaude. Ainsi, avec le choix présenté ci-dessus d'étudier ces trois scénarios, toutes les localisations possibles des brèches sont considérées.

A noter que pour tous les scénarios calculés [1], la pression AICC reste inférieure à la pression de vérification de l'étanchéité de l'enceinte (voir section 19.2.2.1)

En plus des calculs de validation du système de contrôle des gaz combustibles, un calcul est effectué pour étudier la combustion de l'hydrogène et du monoxyde de carbone produits par l'interaction corium/béton dans le puits de cuve puis dans la chambre d'étalement. Cette analyse est effectuée afin d'évaluer le risque d'accumulation de l'hydrogène et du monoxyde de carbone dans le dôme dans l'éventualité où ces gaz ne seraient pas brûlés rapidement après leur relâchement du bain de corium. Cette étude n'est effectuée que sur un seul scénario considéré comme générique et représentatif des situations hors cuve.

Pour cette analyse, le scénario suivant est retenu [1] :

- scénario de perte totale des alimentations externes : PTAE 650

Ce scénario représentatif est initié par la perte totale des alimentations externes et une défaillance des six diesels. [1] du système dédié de dépressurisation accident grave lorsque la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C.

Lors de la phase en cuve, une masse d'hydrogène [1] est produite et relâchée dans l'enceinte. [1] Avec l'hydrogène encore présent dans l'enceinte au moment de la rupture de la cuve [1], ce scénario présente une quantité relativement élevée d'hydrogène dans l'enceinte au début de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve (comparativement aux scénarios APRP petite brèche). [1] Dans ce scénario, les concentrations de vapeur et la température moyenne des gaz sont similaires à celles obtenus dans les accidents initiés par une petite ou une grosse brèche dans le circuit primaire.

La progression de l'accident lors des phases en cuve et hors cuve est relativement plus rapide en comparaison des scénarios APRP petite brèche ; par exemple, la durée entre la rupture de la cuve et l'ouverture de la trappe fusible est inférieure à 3 heures [1].

Les résultats essentiels issus des calculs [1] avant la rupture de la cuve pour les trois scénarios sélectionnés servant à l'analyse de la répartition des gaz et de la combustion sont présentés dans les tableaux [TAB-19.2.2.3.2](#), [TAB-19.2.2.3.3](#) et [TAB-19.2.2.3.4](#). Les valeurs représentatives du relâchement d'hydrogène et de la vapeur dans l'enclaustré, ainsi que la pression dans l'enclaustré y sont présentées. [1].

## **5. RÉPARTITION DES GAZ ET ÉVALUATION DU RISQUE POTENTIEL LIÉ À UNE COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE**

### **5.1. FONCTIONNEMENT DU SYSTÈME CONVECT ET MÉLANGE DES GAZ DANS L'ENCLAUSTRÉ**

Les calculs [1] montrent que les composants du système CONVECT s'ouvrent comme prévu lors de la phase initiale de décharge (volets et disques situés au plafond des compartiments des générateurs de vapeur du côté où se situe la brèche), ou plus tard au début de la phase d'oxydation du cœur quand de l'hydrogène est relâché dans l'enclaustré (disques de convection situés au sommet des compartiments des générateurs de vapeur du côté opposé à la brèche). Comme attendu pour les scénarios initiés par une petite brèche, les disques de rupture restent fermés, à l'exception de certains qui s'ouvrent juste après l'événement initiateur. Les instants d'ouverture et les critères d'ouverture respectifs pour les trois scénarios étudiés sont indiqués dans les tableaux [TAB-19.2.2.3.5](#), [TAB-19.2.2.3.6](#) et [TAB-19.2.2.3.7](#). On notera que dans ces tableaux, les disques de convection (et les surfaces correspondantes) sont répartis sur la base d'un seul compartiment générateur de vapeur pour chaque boucle, bien qu'à la hauteur du plafond des compartiments des générateurs de vapeur, les compartiments adjacents ne soient plus séparés par des murs.

Une fois que les composants du système CONVECT sont actifs au moins du côté de la brèche, des écoulements de convection stables et significatifs s'établissent rapidement dans l'enclaustré. Plus tard, lorsque tous les disques de convection sont ouverts, ces mouvements de convection couvrent alors également [1] situés à l'opposé de la zone de la brèche. L'intensité de ces mouvements de convection depuis les compartiments annulaires jusque dans les compartiments de la zone d'équipements est caractérisée par le débit volumique de gaz à travers les huit volets, dont l'évolution temporelle est tracée sur la figure [FIG-19.2.2.3.2](#). Pour les trois scénarios, ce débit volumique atteint une valeur globale maximale [1] juste après l'ouverture des volets lors de la phase de décharge du circuit primaire. Il diminue par la suite pour atteindre un niveau inférieur, mais stable, puis s'amplifie lors de la phase d'oxydation du cœur, quand l'hydrogène est relâché.

Comme le montrent les calculs [1], dans le cas d'une défaillance partielle de certains volets ou de tous les disques de convection au-dessus des compartiments des générateurs de vapeur du côté opposé à la brèche, l'écoulement de convection s'adapte naturellement et le débit à travers les volets ou les disques ouverts augmente en conséquence. Ainsi, l'efficacité du mélange des gaz de l'enclaustré n'est pas significativement réduite.

Pour le scénario APRP PB [1] PZR RR, l'intensité de la convection est sensiblement inférieure à celle des deux autres scénarios étudiés. C'est une conséquence directe de la hauteur de la localisation du relâchement, à savoir le sommet du pressuriseur [1]. [1] Alors que pour ces deux scénarios l'injection de gaz chauds en partie basse amplifie fortement la convection naturelle dans les compartiments des générateurs de vapeur, au contraire, pour le scénario APRP PB [1] PZR RR il se forme une atmosphère stratifiée plutôt stable composée des gaz les plus chauds dans le dôme et des gaz plus froids à des niveaux inférieurs. Ce phénomène contrebalance la forte convection observée dans les deux autres cas. Une telle stratification de l'atmosphère se produirait également dans une véritable enceinte à une zone (sans système CONVECT), et n'indique pas un dysfonctionnement du système CONVECT.

La forte convection permet également un transport efficace de la vapeur depuis la ou les zones de relâchement se trouvant dans les compartiments relativement confinés de la zone d'équipements jusqu'au dôme et aux compartiments annulaires. La surface bien plus grande des structures et des murs encore relativement froids permet une condensation rapide et réduit ainsi la montée en pression

de l'enceinte, comme indiqué ci-après. L'impact du mélange de l'atmosphère de l'enceinte, facilité par le système CONVECT, sur la dilution de l'hydrogène et sur la performance des recombineurs est étudié par la suite.

## **5.2. PRESSION DE L'ENCEINTE ET TEMPÉRATURE DES GAZ**

L'évolution de la pression de l'atmosphère de l'enceinte due au relâchement de vapeur et d'eau chaude du circuit primaire est présentée sur la figure [FIG-19.2.2.3.3](#). Pendant chaque période de fort relâchement du circuit primaire dans l'enceinte (i. e. lors de la phase de décharge et la phase de dénoyage du cœur qui s'accompagne d'une production d'hydrogène) la pression et simultanément la température moyenne des gaz augmentent (voir la figure [FIG-19.2.2.3.4](#)). Les valeurs de pression les plus élevées sont atteintes lors de la phase de décharge  pour le scénario APRP PB  BF RR et  pour le scénario APRP PB  PZR RR, et peu de temps après la fin de la phase de relâchement d'hydrogène pour le scénario extrême APRP PB  BC RP . La température moyenne des gaz atteint un maximum peu de temps après la phase de relâchement d'hydrogène .

Sur les figures [FIG-19.2.2.3.2](#), [FIG-19.2.2.3.3](#) et [FIG-19.2.2.3.4](#) sont indiqués les instants auxquels s'ouvrent finalement tous les composants du système CONVECT. Il apparaît que dès la phase de décharge du circuit primaire, le critère de pression absolue commandant l'ouverture des volets est largement atteint pour les trois scénarios étudiés.

Au cours des autres périodes, lorsque les rejets du circuit primaire s'interrompent (par exemple pendant la période quasi-stationnaire après la phase de décharge dans les scénarios d'accidents progressant lentement avec refroidissement secondaire rapide comme le scénario APRP PB  BF RR et le scénario APRP PB  PZR RR), la pression et la température des gaz diminuent à nouveau suite à la condensation de la vapeur sur des surfaces comparativement froides (les murs et les structures absorbant la chaleur des gaz). Du fait de l'évolution rapide du scénario APRP PB  BC RP  avec refroidissement partiel côté secondaire seulement, on assiste dans ce cas à une augmentation presque continue de la pression et de la température des gaz, et cela même après la phase de relâchement d'hydrogène.

Pour le scénario APRP PB  PZR RR, la stratification en température de l'atmosphère de l'enceinte, plutôt stable, se traduit par de faibles températures en partie basse de l'enceinte, par exemple au niveau des volets.  Contrairement aux scénarios représentatifs, pour le scénario extrême APRP PB  BC RP  l'effet de la condensation et du transfert de chaleur vers les structures et murs froids est limité pendant la courte période de relâchements de vapeur et d'eau chaude du circuit primaire. C'est pourquoi, au moment du pic de relâchement d'hydrogène, la température des gaz est assez élevée . Par la suite, ces températures sont même dépassées au moment du premier pic important de masse d'hydrogène présente dans l'enceinte (on notera que la masse maximale d'hydrogène présente dans l'enceinte est généralement atteinte peu de temps après l'un des derniers pics significatifs de relâchement d'hydrogène).

La pression AICC associée, qui résulte de l'hypothèse d'une combustion complète de l'hydrogène présent dans l'enceinte s'effectuant à n'importe quel moment (en négligeant tout transfert de chaleur entre les gaz et les murs et structures de l'enceinte et en prenant en compte le niveau de pression dans l'enceinte au moment de l'inflammation), est présentée sur la figure [FIG-19.2.2.3.5](#). Pour chaque scénario, les périodes avec des pressions AICC élevées suivent étroitement les périodes de relâchement d'hydrogène (figure [FIG-19.2.2.3.1](#)). Les valeurs maximales de la pression AICC obtenues par les calculs  et les instants correspondants sont indiqués dans le tableau [TAB-19.2.2.3.8](#). Les valeurs de pression AICC obtenues  ne sont pas basées sur des conditions d'inflammabilité moyennées sur l'ensemble de l'enceinte  et sont donc généralement supérieures, car l'inflammation des gaz est supposée pouvoir se produire à tout moment après le début du relâchement d'hydrogène. Dans tous les cas, elles sont très inférieures à la pression d'étanchéité de l'enceinte.

La circulation des gaz chauds dans l'enceinte conduit à des transferts de chaleur entre les gaz et les surfaces des murs et des structures et donc à des chargements thermiques. En particulier, il convient d'analyser et de quantifier les chargements thermiques sur le liner métallique, chargements qui peuvent être amplifiés à proximité des recombineurs où des gaz chauds issus de la recombinaison sont relâchés. Une évaluation de ces chargements thermiques est présentée dans la suite.



### **5.3. RÉPARTITION DE L'HYDROGÈNE ET PERFORMANCES DES RECOMBINEURS**

La forte convection induite par les relâchements de vapeur et d'eau chaude du circuit primaire en partie basse pour le scénario APRP PB  BF RR et le scénario APRP PB  BC RP  dilue rapidement le nuage d'hydrogène. D'abord confiné dans les compartiments de la zone d'équipements, il se répand ensuite dans l'ensemble de l'enceinte, diluant ainsi l'hydrogène à des concentrations moyennes significativement inférieures.

Sur la figure [FIG-19.2.2.3.6](#), la concentration d'hydrogène est présentée dans des coupes verticales de l'enceinte peu de temps après le pic de relâchement d'hydrogène sur les images de gauche ( voir aussi la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)) et environ 30 minutes plus tard sur les images de droite. Pour les scénarios APRP PB  BF RR et APRP PB  BC RP  les coupes montrent les compartiments des générateurs de vapeur des boucles 2 et 3 (respectivement à gauche et à droite dans les coupes le long de l'axe x-z), et les compartiments des générateurs de vapeur des boucles 2 et 1 et les compartiments des pompes adjacents (respectivement à gauche et à droite dans les coupes le long de l'axe y-z). Pour le scénario APRP PB  PZR RR les représentations dans le plan x-z sont identiques alors que celles dans le plan y-z montrent le compartiment du pressuriseur.

Au début de la phase de relâchement d'hydrogène, la répartition de l'hydrogène est encore assez hétérogène pour les deux scénarios représentatifs APRP PB  en BF RR et APRP PB  PZR RR. Des nuages à forte concentration sont présents à l'intérieur des compartiments de la zone d'équipements directement ou indirectement affectés par la brèche, ainsi que des panaches facilement visibles dans le dôme au-dessus des compartiments des générateurs de vapeur respectifs (voir la figure [FIG-19.2.2.3.6](#)). Ces panaches dans le dôme présentent des concentrations d'hydrogène supérieures à 4%, la concentration d'hydrogène ne dépassant le seuil de 10% que dans les compartiments d'équipements supérieurs. Au contraire, pour le scénario extrême évoluant rapidement APRP PB  BC RP , les rejets importants et continus de vapeur et d'eau chaude dans l'enceinte diluent immédiatement l'hydrogène et le relocalisent vers les régions supérieures de l'enceinte. De plus, en raison d'un débit de relâchement d'hydrogène bien plus élevé (voir la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)) ; la période de relâchement, plus courte, aboutit à une masse relâchée totale comparable à celle des deux autres scénarios), une masse supérieure d'hydrogène est déjà présente dans le dôme au moment du pic de relâchement d'hydrogène, ce qui conduit à une concentration supérieure à 10% environ dans ce volume.

La dilution et l'homogénéisation de la concentration de l'hydrogène durant la progression de l'accident (voir les figures de droite sur la figure [FIG-19.2.2.3.6](#)) est évidente pour le scénario APRP PB  BF RR, et plus particulièrement (pour les raisons indiquées précédemment) pour le scénario APRP PB  BC RP . Pour le scénario APRP PB  PZR RR, la stratification de l'hydrogène reste assez stable car dans ce cas la convection est comparativement faible en raison du niveau élevé du lieu de relâchement (au sommet du pressuriseur). Près de 20 minutes après le pic de relâchement d'hydrogène, le nuage ayant une concentration d'hydrogène de 4% remplit la moitié supérieure de l'enceinte pour les deux scénarios représentatifs. Pour le scénario extrême, il s'étend également sur une part importante des régions inférieures de l'enceinte. On notera que pour ce scénario la quasi-totalité d'hydrogène a été relâchée  environ 20 minutes après le début du relâchement d'hydrogène, alors que la période de relâchement est considérablement plus longue pour les deux autres scénarios (voir de nouveau la figure [FIG-19.2.2.3.1](#)).

La durée du cycle complet de convection à travers la totalité de l'enceinte, c'est-à-dire lorsque l'hydrogène atteint les volets situés en partie basse , dépend des caractéristiques de chaque scénario comme les débits d'hydrogène et de vapeur relâchés, ou encore de la durée et de la localisation du relâchement. Ce phénomène se produit environ 40 minutes après le pic de relâchement d'hydrogène pour le scénario APRP PB  BF RR. En raison de la stratification importante et persistante dans l'atmosphère, 160 minutes sont nécessaires à l'hydrogène pour atteindre les volets dans le cas du scénario APRP PB  PZR RR. Pour le scénario APRP PB  BC RP , ce critère est satisfait bien plus tôt, environ 15 minutes après le pic de relâchement d'hydrogène, car la convection est très forte.

L'homogénéisation de la concentration d'hydrogène par convection pour les scénarios APRP PB  BF RR et APRP PB  BC RP  est si efficace que respectivement 15 et 30 minutes après le pic de relâchement d'hydrogène, il ne reste que de petites poches d'hydrogène (voire plus aucune) dont la concentration est supérieure à 10%. Pour le scénario APRP PB  PZR RR, comme le lieu de

relâchement (sommet du pressuriseur) est plus éloigné des principaux mouvements de convection, le nuage ayant une concentration d'hydrogène de 10% est encore important. On notera cependant qu'à aucun moment de l'accident, le nuage avec une concentration d'hydrogène supérieure à 10% ne remplit un volume comparable au volume total de l'enclinte (voir la figure [FIG-19.2.2.3.7](#), où ce nuage est présenté peu de temps après le pic de relâchement d'hydrogène, alors qu'il atteint sa taille maximale).

La répartition et l'homogénéisation de la concentration d'hydrogène ont une influence directe sur la réduction de la quantité d'hydrogène dans l'enclinte par recombinaison. Les performances individuelle et globale des recombineurs sont analysées ici afin de démontrer que la combinaison du système CONVECT avec les recombineurs est bien efficace. La figure [FIG-19.2.2.3.8](#) présente l'évolution temporelle de la masse d'hydrogène relâchée dans l'enclinte par le circuit primaire et de la masse d'hydrogène réellement présente dans l'enclinte. Elle montre également la différence entre ces deux quantités, c'est à dire la masse d'hydrogène éliminée par recombinaison, et le débit correspondant. Dès les premières phases de relâchement, une quantité importante d'hydrogène est éliminée de l'atmosphère de l'enclinte par recombinaison. La fraction d'hydrogène éliminé par rapport à la quantité relâchée augmente avec le temps.

Pour les trois scénarios d'accident grave étudiés, la masse maximale d'hydrogène présente dans l'enclinte est atteinte au bout de durées assez différentes après le début du relâchement d'hydrogène : [ ]. Par conséquent, une proportion respectivement de 44, 41 et 9% de la masse d'hydrogène relâchée a déjà été éliminée à ce moment pour les trois scénarios, et la valeur maximale représente respectivement 44, 50 et 53% (soit environ la moitié) de la masse totale relâchée.

Le débit maximal de recombinaison pour les scénarios représentatifs APRP PB [ ] BF RR et APRP PB [ ] PZR RR [ ] atteint près du double [ ] pour le scénario extrême APRP PB [ ] BC RP [ ], conséquence du débit de relâchement d'hydrogène et des concentrations correspondantes bien supérieures pour ce scénario. Les instants respectifs correspondant au débit de recombinaison maximal [ ] sont assez proches des temps auxquels la masse maximale d'hydrogène est atteinte dans l'enclinte [ ]. On notera que pour les deux scénarios représentatifs, il existe également plusieurs maxima locaux du débit de recombinaison avant d'atteindre un débit maximum global, chacun étant associé à une période de fort relâchement d'hydrogène.

En général, après une courte phase de démarrage [ ], le débit de recombinaison est approximativement constant. Ce comportement démontre que pratiquement depuis le début du relâchement d'hydrogène, les recombineurs fonctionnent efficacement de manière continue, sans aucune phase pendant laquelle leurs performances seraient considérablement réduites. Ainsi, non seulement la disposition des recombineurs est satisfaisante, mais l'alimentation continue en hydrogène de la majorité d'entre eux est également maintenue grâce à la convection de l'atmosphère de l'enclinte, même pour un cas moins favorable comme le scénario APRP PB [ ] PZR RR avec une forte stratification verticale de l'hydrogène.

L'analyse de la masse d'hydrogène éliminée par des recombineurs dans les divers compartiments de la zone d'équipements ainsi que dans le dôme et les compartiments de la zone d'exploitation révèle une dépendance de leurs performances individuelles en fonction de la hauteur de l'implantation, de leur emplacement et du type de scénario étudié (figure [FIG-19.2.2.3.9](#)). Généralement, les recombineurs situés en partie haute de l'enclinte ou à des niveaux élevés dans les compartiments de la zone d'équipements ont les meilleures performances. En outre, les recombineurs proches (et au-dessus) de la brèche présentent généralement un débit de recombinaison élevé (par exemple, celui dans le compartiment de la pompe de la boucle 2 pour le scénario APRP PB [ ] BF RR, avec son débit de recombinaison particulièrement élevé en figure [FIG-19.2.2.3.9](#)). Cependant, des conditions d'appauvrissement en oxygène peuvent également apparaître en raison de concentrations locales élevées d'hydrogène et de vapeur d'eau. C'est le cas notamment du recombineur situé le plus en hauteur dans le compartiment du pressuriseur pour le scénario APRP PB [ ] PZR RR, qui ne fonctionne pas du tout pendant la période présentée sur la figure [FIG-19.2.2.3.9](#). Pour ce scénario, la stratification prononcée de l'atmosphère, avec des concentrations d'hydrogène relativement faibles dans la moitié inférieure de l'enclinte, implique que de nombreux recombineurs en partie basse ne démarrent pas du tout durant le transitoire de calcul de l'accident étudié [ ]. Par contre, les recombineurs situés dans les parties plus hautes fonctionnent très efficacement (en raison des concentrations locales élevées d'hydrogène) et compensent les performances médiocres des autres

recombineurs, de sorte que le débit total de recombinaison est comparable à celui observé pour les deux autres scénarios.

On peut ainsi conclure que la disposition des recombineurs dans l'enceinte du réacteur EPR assure une solution satisfaisante pour l'élimination de l'hydrogène, en couvrant les différentes conditions correspondant aux divers scénarios d'accidents graves.

On notera qu'un calcul d'un scénario de fusion cœur sans brèche initiale (tel qu'un scénario PTAE), où l'hydrogène est transporté depuis le circuit primaire à travers le système de dépressurisation jusqu'au réservoir de décharge du pressuriseur et finalement relâché dans l'enceinte par les lignes de décharge de ce réservoir, aboutirait à un résultat similaire. En fait, la répartition de l'hydrogène dans l'enceinte, et par conséquent la performance des recombineurs, seraient encore plus homogènes, car dans ce type de scénario le relâchement se fait avec un même débit en deux points distincts situés dans deux compartiments des pompes primaires (en deux côtés différents de l'enceinte).

#### **5.4. ÉVALUATION DU RISQUE DE COMBUSTION LENTE**

Même si le risque d'une détonation globale dans l'enceinte peut être exclue avec une marge suffisante, comme indiqué précédemment, une combustion globale de l'hydrogène sous la forme d'une déflagration subsonique peut se produire car le nuage d'hydrogène ayant une concentration supérieure à 4% remplit la quasi-totalité du volume de l'enceinte pendant et après la phase de relâchement d'hydrogène. De plus, la concentration de vapeur est en général trop faible pour que des conditions d'inflammabilité soient exclues (ce qui serait le cas si la concentration de vapeur était globalement supérieure à environ 55%). La quantité d'oxygène est également suffisante pour permettre facilement et à tout instant une combustion complète de l'hydrogène présent dans l'enceinte.

La figure [FIG-19.2.2.3.10](#) (échelle logarithmique) présente l'évolution temporelle du volume des nuages d'hydrogène (non nécessairement homogènes en teneur d'hydrogène) dont la concentration est supérieure à différents seuils. Les nuages à concentrations très élevées  $\square$  n'apparaissent que brièvement avec un volume significatif  $\square$  et restent de petites tailles. Il y a une exception pour le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , où le nuage à 10% remplit un volume important du dôme pendant plusieurs centaines de secondes. Par ailleurs, au moment du pic de relâchement d'hydrogène, le nuage à 4%, qui englobe pratiquement tout le nuage de gaz contenant de l'hydrogène, remplit une grande partie de l'enceinte, et atteint au bout d'un certain temps le volume de l'enceinte soit 80000 m<sup>3</sup>. La masse d'hydrogène contenue dans ce nuage correspond bien à la masse totale d'hydrogène présente dans l'enceinte. Le fait que ce nuage ne disparaisse pas sur la durée du calcul (i.e. bien après la fin du relâchement d'hydrogène) implique qu'une combustion globale reste possible sur une longue durée et que la réduction de la concentration moyenne d'hydrogène en dessous de 4% est un objectif à long terme.

Même dans le cas d'une déflagration globale de l'hydrogène sans transition vers une détonation, l'enceinte du réacteur EPR est conçue pour résister aux chargements associés. Si l'inflammation se produit dans le dôme, des chargements thermiques peuvent apparaître sur les structures environnantes (par exemple sur le liner). Dans une telle situation, la dilution de l'hydrogène qui se mélange avec les gaz de l'enceinte et l'effet des recombineurs créent des conditions favorables en réduisant la quantité d'hydrogène présente dans le dôme.

Le choix de l'instant d'inflammation pour les calculs de combustion lente, effectués pour quantifier les chargements thermiques sur les murs et structures de l'enceinte, repose sur plusieurs paramètres, comme la masse totale d'hydrogène présente dans l'enceinte et la quantité accumulée dans le dôme. Ces valeurs sont généralement maximales au début de la phase de relâchement d'hydrogène, quand sa répartition est encore assez hétérogène (ceci coïncide généralement avec l'instant du premier maximum local de masse d'hydrogène dans l'enceinte). A cause d'une plus grande probabilité d'inflammation liée aux températures élevées en sortie des recombineurs, les lieux d'inflammation sont choisis à la sortie des recombineurs fixés au pont polaire, qui fonctionnent pratiquement à pleine capacité car situés dans un nuage d'hydrogène à forte concentration (les résultats ne sont cependant pas sensibles au choix du lieu d'inflammation à l'intérieur du nuage d'hydrogène dans le dôme). Par conséquent, les conditions d'inflammation suivantes sont utilisées pour les calculs de combustion lente :

- Scénario APRP PB  BF RR :  
 L'inflammation est située au niveau du recombineur localisé au-dessus du compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2, boucle affectée par la brèche.
- Scénario APRP PB  PZR RR :  
 L'inflammation est située au niveau du recombineur localisé au-dessus du compartiment du générateur de vapeur de la boucle 3, boucle la plus proche du pressuriseur.
- Scénario APRP PB  BC RP  :  
 L'inflammation est située au niveau du recombineur localisé au-dessus du compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2, boucle affectée par la brèche.

Cette sélection permet une étude enveloppe des chargements thermiques potentiels consécutifs à une éventuelle combustion lente. Un résumé des conditions dans l'enceinte aux instants d'inflammation sélectionnés est donné dans le tableau [TAB-19.2.2.3.9](#). Les valeurs entre parenthèses représentent les maxima globaux sur la durée calculée de l'accident. Les instants d'inflammation sont également indiqués sur la figure [FIG-19.2.2.3.10](#).

### **5.5. ÉVALUATION DU RISQUE DE COMBUSTION RAPIDE**

Si une combustion d'hydrogène se produit dans l'un , il faut démontrer que, quels que soient l'instant et les lieux d'inflammation, il n'y aura pas d'accélération de la flamme jusqu'à la vitesse du son. En effet, elle pourrait conduire à une transition déflagration-détonation qui pourrait engendrer des chargements en pression sur les parois de l'enceinte et les structures internes dépassant les limites de dimensionnement. Pour évaluer précisément si une accélération de la flamme peut apparaître, un critère bien établi et validé expérimentalement est utilisé. Il relie le rapport des densités des gaz brûlés et non brûlés à un seuil déterminé expérimentalement. Pour les valeurs de l'indice  $\sigma$  ainsi normalisé inférieures à 1, l'accélération de la flamme peut être exclue avec une marge suffisante [Réf.](#)

Dans le compartiment de la zone d'équipements directement affecté par le relâchement d'hydrogène et les compartiments adjacents, on peut observer des valeurs de l'indice  $\sigma$  proches ou même supérieures à 1, mais seulement sur une durée limitée. De plus, alors que le critère  $\sigma$  ne constitue qu'une grandeur locale, si une accélération de la flamme se produit, elle est potentiellement plus grave dans un espace confiné comme les compartiments des générateurs de vapeur ou les compartiments des pompes primaires. Au contraire, dans des espaces plus ouverts comme le dôme, le front de flamme peut s'étendre latéralement et ainsi décélérer, bien que le critère  $\sigma$  soit dépassé. En outre, l'accélération de la flamme jusqu'à la vitesse du son nécessite une distance dite d'amorçage, c'est-à-dire que la région avec un indice  $\sigma$  supérieur à 1 doit avoir une longueur minimale. En conclusion, les conditions optimales pour une accélération de la flamme se trouvent ainsi dans les compartiments de la zone d'équipements relativement étroits et à forte concentration d'hydrogène, l'inflammation devant se situer à l'intérieur du nuage  $\sigma$  (i.e. à l'intérieur du nuage dans lequel l'indice  $\sigma$  est supérieur à 1).

Le nuage qui présente un critère  $\sigma > 1$  comprend les nuages d'hydrogène dont la concentration est de 16% et il s'étend aussi dans certaines zones des nuages à 10 et 8%. Par contre, le critère  $\sigma$  n'est pas vérifié dans le cas de nuages ayant une concentration de 4%. Un nuage  $\sigma$  d'un volume important n'est possible que dans les phases relativement courtes pendant lesquelles de l'hydrogène est relâché dans l'enceinte. À tout autre moment, même si une combustion de l'hydrogène est possible, un risque d'accélération de la flamme dans l'enceinte peut être considéré exclu avec une marge suffisante.

La distribution du nuage dont l'indice  $\sigma$  est supérieur à 1 est représentée sur la figure [FIG-19.2.2.3.11](#) peu de temps après le pic de relâchement d'hydrogène (qui est proche du moment où ce nuage atteint sa taille maximale). Sur la figure correspondant au scénario APRP PB  BF RR, le conduit qui relie  des boucles 2 et 3 et le compartiment du pressuriseur peut clairement être observé. Pour le scénario APRP PB  PZR RR, le compartiment du pressuriseur n'est pas inclus dans les régions où l'indice  $\sigma$  est supérieur à 1, celles-ci se limitant essentiellement au sommet des compartiments des générateurs de vapeur des boucles 2 et 3. Autour de la brèche au sommet du pressuriseur, l'indice  $\sigma$  est très inférieur à 1 en raison d'une insuffisance d'oxygène. En effet, cette région a de très fortes concentrations de vapeur et d'hydrogène ce qui inertie localement l'atmosphère. Pour le scénario extrême APRP PB  BC RP , le relâchement rapide d'hydrogène et sa concentration élevée dans les compartiments de la zone d'équipements et le dôme conduisent à une distribution étendue du nuage dont l'indice  $\sigma$  est supérieur à 1.

Dans une approche de sûreté déterministe, même si le nuage défini par un indice  $\sigma$  supérieur à 1 (nuage  $\sigma$ ) a une durée de vie relativement courte (pendant quelques minutes lors des pics de relâchement d'hydrogène les plus importants, voir figure [FIG-19.2.2.3.12](#)), les conséquences potentielles d'une combustion au cours de cette période doivent être étudiées, et le risque d'accélération de la flamme conduisant à une détonation doit être exclu. L'instant de l'inflammation est choisi lorsque la masse d'hydrogène contenue dans le nuage  $\sigma$  atteint son maximum, ce qui correspond généralement aussi au volume maximum du nuage. Le lieu de l'inflammation est choisi pour obtenir une longue distance de propagation de la flamme à l'intérieur des compartiments confinés de la zone d'équipements vers le plafond des compartiments des générateurs de vapeur et donc vers le dôme. Selon ces considérations, les instants d'inflammation suivants sont utilisés pour les calculs de combustion rapide :

- Scénario APRP PB BF RR :  
L'instant d'inflammation est choisi lorsque le nuage  $\sigma$  a un volume donné et contient une certaine quantité d'hydrogène, et qu'une masse d'hydrogène est présente dans l'enceinte. Le volume maximum du nuage  $\sigma$  se situe un peu plus tôt, à un instant pour lequel la quantité d'hydrogène dans l'enceinte est nettement moins importante. L'inflammation est située au-dessus de la brèche dans le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2.
- Scénario APRP PB PZR RR :  
L'instant d'inflammation est choisi lorsque le nuage  $\sigma$  a un volume donné et contient une certaine quantité d'hydrogène, et qu'une masse d'hydrogène est présente dans l'enceinte. Il s'agit de l'instant où le nuage  $\sigma$  atteint son volume maximum. L'inflammation est située en dessous de la brèche dans le compartiment du pressuriseur (on notera que des conditions d'inertage sont présentes dans les régions supérieures de ce compartiment). On obtient ainsi une distance de propagation de la flamme très longue à l'intérieur des , la flamme se propageant initialement vers le bas.
- Scénario APRP PB BC RP :  
L'instant d'inflammation est choisi lorsque le nuage  $\sigma$  a un volume donné et contient une certaine quantité d'hydrogène, et qu'une masse d'hydrogène est présente dans l'enceinte. Il s'agit de l'instant où le nuage  $\sigma$  atteint son volume maximum. L'inflammation est située au-dessus de la brèche dans le compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2.

On obtient ainsi une distance de propagation de flamme relativement courte à l'intérieur des compartiments confinés de la zone d'équipements, mais qui reste cependant la plus longue possible pour ce scénario.

Avec ces scénarios et pour ces choix de temps et lieux d'inflammation, une étude enveloppe des chargements dynamiques de pression potentiels après une éventuelle combustion rapide est alors réalisée. Un résumé des conditions dans l'enceinte aux instants d'inflammation sélectionnés pour les calculs de combustion rapide des trois scénarios étudiés est donné dans le tableau [TAB-19.2.2.3.10](#). Les valeurs entre parenthèses représentent les maxima globaux sur la durée calculée de la progression de l'accident. Les temps d'inflammation sont également indiqués sur la figure [FIG-19.2.2.3.12](#).

## **6. CHARGEMENTS THERMIQUES RÉSULTANT DE LA RECOMBINAISON ET DE LA COMBUSTION LENTE DANS LE DÔME**

### **6.1. RÉPONSE DE L'ENCEINTE AUX RELÂCHEMENTS DE VAPEUR ET D'EAU CHAUDE**

Les modes de relâchement du réfrigérant du circuit primaire dans l'enceinte (sous forme de vapeur et d'eau chaude) dépendent du scénario d'accident grave. Dans un accident du type perte de réfrigérant, ce dernier est principalement relâché à travers la brèche. Une fois le système de dépressurisation du circuit primaire activé (au plus tard au moment où la température des gaz à la sortie du cœur atteint 650°C) et le disque de rupture dans le réservoir de décharge du pressuriseur ouvert, on a également un relâchement par les lignes de décharge aboutissant aux compartiments des pompes primaires des boucles 2 et 3. Lors d'un accident grave initié par un transitoire de perte d'évacuation de puissance (e. g. perte des alimentations électriques), ces lignes de décharge constituent les seules modes de relâchement.

Au cours de la diminution de pression du circuit primaire jusqu'à la pression de l'atmosphère de l'enceinte, une grande partie de l'eau chaude se vaporise instantanément, s'ajoutant ainsi à la vapeur déjà relâchée. Le relâchement de la vapeur entraîne une augmentation de la pression globale de l'atmosphère de l'enceinte (figure [FIG-19.2.2.3.3](#)). La vapeur pouvant se détendre dans le grand volume libre de l'enceinte du réacteur EPR (environ 80000 m<sup>3</sup>) et se condenser sur les nombreuses surfaces comparativement froides des murs et structures de l'enceinte, une surpression dans l'enceinte est évitée à court terme. Sur le long terme, le système d'évacuation de la chaleur de l'enceinte réduit de façon continue la pression. Cependant, la présence de vapeur dans l'enceinte augmente la température des gaz, ce qui provoque l'augmentation de la température des murs et des structures au delà des valeurs que l'on a lors du fonctionnement normal du réacteur.

Les relâchements de vapeur et d'eau chaude se produisent principalement au cours de deux phases distinctes, tout d'abord durant la phase de décharge du circuit primaire au début de l'accident et ensuite pendant la phase d'oxydation du cœur (qui peut intervenir plusieurs heures après l'événement initiateur pour les accidents progressant lentement). Ce relâchement de gaz chauds amplifiant significativement la convection naturelle, la vapeur est répartie efficacement et rapidement dans toute l'enceinte. Par conséquent, une grande partie de la surface totale des murs et des structures de l'enceinte participe à l'absorption de la chaleur relâchée par le circuit primaire. En outre, aucun chargement thermique local pénalisant ne peut résulter significativement de ces phénomènes. Néanmoins, la décharge de vapeur et d'eau chaude conduit à une élévation de la température moyenne des gaz de l'enceinte (figure [FIG-19.2.2.3.4](#)), amplifiée par les chargements thermiques résultant de la recombinaison et de l'éventuelle combustion de l'hydrogène.

Comme le montre la figure [FIG-19.2.2.3.13](#), lors de la phase de décharge du circuit primaire il se produit un pic de débit de relâchement de vapeur et d'eau chaude  $\square$ . À la fin de cette période, une masse cumulée de plusieurs tonnes  $\square$  a été relâchée. Lors de la phase d'oxydation du cœur, quand de l'hydrogène est également relâché dans l'atmosphère de l'enceinte, les débits de vapeur et d'eau chaude sont alors généralement inférieurs.

Tant que les composants du système CONVECT restent fermés, les régions à forte concentration de vapeur et à haute température de gaz sont limitées aux locaux de la zone d'équipements. Plus tard au cours de la phase de décharge, la vapeur se propage également en partie haute des compartiments d'exploitation comme le dôme et les compartiments annulaires supérieurs. À ce moment, des températures de surface du liner élevées  $\square$  sont respectivement atteintes à certains endroits élevés pour les scénarios représentatifs APRP PB  $\square$  BF RR et APRP PB  $\square$  PZR RR. Pour le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , les relâchements rapides de vapeur et d'eau chaude  $\square$  aboutissent à des températures de surface du liner plus élevées  $\square$  sur de grandes surfaces du dôme.

Au début de la phase d'oxydation du cœur, c'est à dire peu de temps avant que de l'hydrogène soit relâché, la répartition de la vapeur et des gaz chauds dans l'enceinte n'a pas beaucoup évolué. Pour le scénario APRP PB  $\square$  PZR RR, la stratification stable due à la hauteur importante à laquelle se situe la brèche (sommet du pressuriseur) empêche une diminution rapide de la concentration de la vapeur et des gaz chauds en partie haute de l'enceinte. Pour le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , le relâchement continu et important de vapeur et d'eau chaude pendant pratiquement la quasi-totalité de l'accident est une source de masse et d'énergie constante qui compense les effets de la condensation de la vapeur et du refroidissement des gaz sur les surfaces des murs et des structures. Enfin, pour le scénario APRP PB  $\square$  BF RR, la convection intense combinée aux relâchements pratiquement nuls en provenance du circuit primaire réduit considérablement le volume du nuage à concentration importante de vapeur et de gaz chauds.

Pour les deux scénarios représentatifs APRP PB  $\square$  BF RR et APRP PB  $\square$  PZR RR, la surface du liner  $\square$  peut se refroidir lentement entre la fin de la phase de décharge du circuit primaire et le début de la phase d'oxydation du cœur. Pour le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , la valeur maximale  $\square$  est atteinte au début de la phase d'oxydation. Par conséquent, au moment où la recombinaison de l'hydrogène débute ou qu'une éventuelle combustion de l'hydrogène se produit, le scénario extrême présente la température de surface du liner la plus élevée (figure [FIG-19.2.2.3.14](#)).

## **6.2. IMPACT GLOBAL DE LA RECOMBINAISON ET DE LA COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE SUR L'ATMOSPHÈRE DE L'ENCEINTE**

L'hydrogène, produit lors de l'oxydation du cœur puis relâché dans l'enceinte aux mêmes endroits où a lieu le relâchement de la vapeur et de l'eau chaude, peut être à l'origine de chargements thermiques sur les murs et structures de l'enceinte de différentes façons.

Tout d'abord, en tant que gaz chaud, il peut directement transférer sa chaleur aux structures avec lesquelles il est en contact. Cependant, en comparant cette énergie avec celle stockée et transférée par la vapeur et l'eau chaude, cet effet est négligeable pour l'hydrogène. Ensuite, les recombineurs installés dans l'enceinte libèrent de l'énergie lors de la réaction chimique de recombinaison de l'hydrogène. Cette énergie est transférée à l'atmosphère par le panache de gaz chauds issus des recombineurs. Enfin, l'hydrogène peut également s'accumuler en partie haute de l'enceinte. L'hydrogène peut éventuellement s'enflammer (par exemple du fait de la température très élevée à la sortie des recombineurs ou d'étincelles produites par des systèmes électriques défaillants), ce qui provoque une déflagration dans le dôme et les compartiments annulaires supérieurs, créant ainsi des chargements thermiques supplémentaires. Si une combustion de l'hydrogène se produit à l'intérieur des compartiments de la zone d'équipements, les chargements thermiques sur les parois l'enceinte sont moins élevés, car les structures sensibles comme le liner de l'enceinte sont suffisamment éloignées du lieu de la combustion.

La réaction chimique  $2 \text{H}_2 + \text{O}_2 \rightarrow 2 \text{H}_2\text{O}$  (gazeux) libère une énergie d'environ 120 kJ pour 1 g de  $\text{H}_2$ , à la fois pour la recombinaison et la combustion. Pour une quantité  $\square$  d'hydrogène éliminée par recombinaison durant les premiers milliers de secondes suivant le début du relâchement d'hydrogène (moment le plus critique où le débit de recombinaison est le plus élevé), une énergie importante  $\square$  est libérée.  $\square$  L'ordre de grandeur de l'énergie libérée par recombinaison et combustion est similaire à celle liée au refroidissement de la vapeur relâchée dans l'enceinte.

Après une courte phase de démarrage, les recombineurs fonctionnent en continu avec un débit total de recombinaison à peu près constant sur la durée des calculs  $\square$  (voir la courbe verte sur la figure [FIG-19.2.2.3.8](#) et la courbe noire en trait plein sur la figure [FIG-19.2.2.3.15](#)). Par conséquent, l'énergie de recombinaison est également libérée à une vitesse presque constante pour chaque scénario  $\square$ . Si cette énergie était entièrement utilisée pour réchauffer les gaz de l'enceinte sans aucun transfert de chaleur aux murs et structures (i.e. dans des conditions adiabatiques), il en résulterait une augmentation de la température des gaz  $\square$  pour chaque période  $\square$  de fonctionnement des recombineurs.

En réalité, l'élévation de la température moyenne des gaz à la fois dans l'ensemble de l'enceinte et dans le dôme est limitée  $\square$  pour les deux scénarios représentatifs APRP PB  $\square$  BF RR et APRP PB  $\square$  PZR RR, et  $\square$  pour le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , lors de la phase initiale de recombinaison de l'hydrogène (voir respectivement les courbes rouge et bleue en traits pleins sur la figure [FIG-19.2.2.3.16](#); on notera qu'ici, la température moyenne des gaz dans le dôme représentée par la courbe bleue en trait plein est donnée pour le nuage ayant une concentration d'hydrogène supérieure à 4% ; la courbe noire en trait plein représente à nouveau le débit de recombinaison). Ensuite, la température reste approximativement constante. Ceci démontre que les transferts de chaleur entre les gaz et les surfaces des murs et structures de l'enceinte sont très efficaces sur des durées importantes pendant lesquelles l'énergie de recombinaison est libérée.

Si le nuage d'hydrogène (par exemple dans le dôme) s'enflamme et qu'une déflagration se produit, le débit de combustion d'hydrogène devient alors bien supérieur au débit de recombinaison (comparer la courbe en tirets bruns et la courbe noire en trait plein sur la figure [FIG-19.2.2.3.15](#) et la figure [FIG-19.2.2.3.16](#) ; on notera l'échelle verticale différente pour le taux de combustion). Par conséquent, l'élévation de la température des gaz est également bien plus rapide (voir les tirets magenta et cyan sur la figure [FIG-19.2.2.3.16](#) pour le cas avec combustion). Selon la concentration et la masse d'hydrogène dans le nuage où a lieu l'inflammation, la durée de la combustion varie entre  $\square$  le scénario représentatif APRP PB  $\square$  BF RR, qui présente la concentration et la masse accumulée d'hydrogène les plus faibles  $\square$  et  $\square$  le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , qui présente la concentration et la masse accumulée d'hydrogène les plus élevées  $\square$ . Sur cet intervalle de temps, plusieurs centaines de kilogrammes d'hydrogène peuvent être brûlés, ce qui correspond à la masse éliminée par une recombinaison continue sur plusieurs milliers de secondes. Certains paramètres caractéristiques de la combustion sont indiqués dans le tableau [TAB-19.2.2.3.11](#).

La figure [FIG-19.2.2.3.17](#) représente le nuage dont la température des gaz est supérieure [] pour le scénario APRP PB [] BC RP [] à différents moments après l'inflammation. En dépit des limitations déjà évoquées du modèle de combustion [] concernant le calcul de la propagation de la flamme, le contour de ce nuage est utile pour identifier les lieux où l'hydrogène est brûlé et où l'énergie chimique est convertie en énergie interne des produits de combustion. [] Pour le scénario APRP PB [] BC RP [], une masse importante d'hydrogène est disponible pour la combustion dans le dôme et de grandes quantités d'énergie sont libérées dans les gaz sur une courte durée après l'inflammation. Par conséquent, une combustion intense s'établit rapidement dans l'ensemble du dôme, et une grande quantité d'hydrogène est alors brûlée (figure [FIG-19.2.2.3.15](#)).

On notera que les différentes échelles de temps de combustion observées pour les scénarios étudiés résultent du modèle de combustion []. Comme les détails de la combustion ne jouent qu'un rôle marginal dans l'analyse des chargements thermiques (tant que la combustion n'est pas trop lente), la combustion très rapide pour le scénario extrême APRP PB [] BC RP [] ne pose pas de problème. Au contraire, les résultats peuvent être considérés comme conservatifs en termes de chargements thermiques, car la chaleur résultant de la combustion de l'hydrogène est libérée presque instantanément.

Pendant la combustion de l'hydrogène, la température moyenne des gaz dans l'enceinte augmente [] (figure [FIG-19.2.2.3.16](#)). Dans le dôme, la température des gaz augmente également []. Ces valeurs maximales apparaissent uniquement pour de courtes durées, car l'atmosphère de l'enceinte se refroidit rapidement en raison des transferts de chaleur vers les murs et les structures.

La figure [FIG-19.2.2.3.16](#) indique que la température des gaz devrait retrouver la valeur qu'elle atteint sans combustion environ [] après l'inflammation (même si les calculs de combustion [] ne sont pas menés sur une durée aussi longue). Les températures de surface des murs et des structures de l'enceinte sont analysées dans les chapitres suivants.

L'augmentation de la pression pendant la combustion lente de l'hydrogène dans le dôme est indiquée dans la figure [FIG-19.2.2.3.18](#). [] Comme prévu, ces valeurs sont bien inférieures à la pression d'étanchéité de l'enceinte.

### **6.3. PERFORMANCES DES RECOMBINEURS, CARACTÉRISTIQUES DES GAZ ISSUS DE LA RECOMBINAISON ET ÉCHAUFFEMENT LOCAL DE L'ATMOSPHÈRE**

Comme l'énergie libérée par la réaction chimique à l'intérieur d'un recombineur en fonctionnement est proportionnelle à la quantité d'hydrogène recombéné, l'augmentation de température des gaz issus de la recombinaison est presque directement proportionnelle au taux de recombinaison. La température des gaz en sortie des recombineurs évolue pratiquement comme le débit de recombinaison, car les parois minces du boîtier du recombineur absorbent immédiatement la chaleur des gaz issus de la recombinaison et atteignent très rapidement un équilibre thermique. De ce fait, elles ne représentent pas un puits de chaleur significatif et n'ont pas d'impact sur le panache de gaz en sortie des recombineurs.

Pour un certain nombre de recombineurs, la température maximale des gaz issus de la recombinaison est tracée en fonction de la cote à laquelle le recombineur est situé dans l'enceinte (figure [FIG-19.2.2.3.19](#)). []

Les coupes présentées sur la figure [FIG-19.2.2.3.20](#) représentent la température des gaz au moment du pic de débit de recombinaison dans un plan qui contient certains recombineurs (ceux sur le pont polaire et dans les compartiments annulaires supérieurs). Les panaches de gaz chauds à la sortie des recombineurs sont clairement visibles sur cette figure, la température des gaz de l'atmosphère étant sensiblement plus basse. Cela se vérifie en particulier pour le scénario APRP PB [] BF RR, dont l'atmosphère est bien mélangée, et le scénario APRP PB [] BC RP [], pour lequel la recombinaison est très efficace. Les panaches de gaz en sortie des recombineurs dans les compartiments annulaires supérieurs et au niveau du pont polaire ne sont pas totalement dilués par les gaz de l'atmosphère avant d'atteindre la paroi surface de l'enceinte recouverte par le liner. Des chargements thermiques supplémentaires sont ainsi imposés localement sur cette paroi.



Les panaches visibles sur la figure [FIG-19.2.2.3.20](#) peuvent atteindre 20 m. Pour le scénario APRP PB □ PZR RR, les gaz issus des recombineurs dans les compartiments annulaires supérieurs s'élèvent jusqu'à atteindre une zone d'accumulation de gaz chauds dans le dôme causée par le faible mélange atmosphérique caractéristique de ce scénario. Le panache disparaît ainsi peu de temps avant d'atteindre la paroi de l'enceinte.

La figure [FIG-19.2.2.3.20](#) démontre également que les panaches s'élèvent en une colonne rectiligne, empêchant ainsi des chargements thermiques excessifs sur les pénétrations de l'enceinte qui se situent dans la partie cylindrique de celle-ci, et non en partie haute du dôme.

#### **6.4. CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LES STRUCTURES DE L'ENCEINTE DE CONFINEMENT**

Contrairement à l'énergie transférée aux murs et aux structures par la vapeur relâchée par la brèche, l'énergie de recombinaison de l'hydrogène est libérée plus localement, et pas uniquement à l'intérieur des □ dont les structures sont robustes. Les panaches chauds qui s'élèvent depuis les recombineurs peuvent potentiellement menacer certaines régions sensibles de l'enceinte, comme par exemple le liner métallique. Cette paroi de grande surface n'étant fixée à la paroi en béton qu'en des points précis et ayant une faible épaisseur □, des gonflements peuvent survenir si des contraintes thermiques importantes lui sont imposées. En outre, sa partie cylindrique comporte des traversées pour des câbles, des conduites et des tuyaux vers l'extérieur de l'enceinte, lesquelles sont également sensibles à des chargements thermiques excessifs. La répartition des recombineurs dans l'enceinte est faite de telle manière qu'une distance suffisante entre les orifices de sorties de recombineurs et les structures sensibles est respectée.

Dans la suite, les chargements thermiques locaux sont quantifiés pour montrer que cette contrainte de conception est réellement respectée.

En cas de combustion de l'hydrogène dans le dôme, les contraintes sur le liner sont de deux types. Même si la surface des murs et structures de l'enceinte affectés par l'énergie libérée dans l'enceinte est assez importante, la paroi peut se retrouver en contact direct avec la flamme et les gaz de combustion chauds. De plus, l'énergie de combustion est libérée en un temps très court □. Ceci est inférieur aux temps caractéristiques de relâchement de la vapeur et de la recombinaison de l'hydrogène □, ce qui se traduit par des températures des gaz très élevées. Par exemple, au moment du pic de taux de combustion, le nuage ayant une température des gaz élevée □ remplit l'ensemble du dôme et certaines parties des compartiments annulaires (figure [FIG-19.2.2.3.21](#)). Par conséquent, la surface du liner peut potentiellement atteindre des températures élevées, même si cela ne se produit que sur une courte durée.

L'impact des gaz chauds relâchés par le circuit primaire et de la recombinaison seule (i. e. sans combustion) sur la température de surface du liner métallique est présenté sur la figure [FIG-19.2.2.3.22](#) à un instant proche de celui où est atteint le pic de température. Les chargements thermiques les plus importants sont toujours localisés dans la région sphérique du dôme. Généralement, les points les plus chauds sont excentrés (donc en dehors de la partie la plus haute) et se situent au-dessus des panaches issus des recombineurs les plus élevés (fixés au pont polaire et situés dans les compartiments annulaires supérieurs) et des compartiments des générateurs de vapeur où les gaz chauds provenant des points de relâchement du circuit primaire impactent le plafond du dôme. À la hauteur du sas matériel (zone blanche sur la figure [FIG-19.2.2.3.22](#)), les températures de surface de la paroi sont toujours inférieures □. La stratification durable de l'atmosphère pour le scénario APRP PB □ PZR RR est également visible sur la répartition de la température de surface du liner. Les valeurs maximales de température à la surface du liner sans combustion sont indiquées dans le tableau [TAB-19.2.2.3.12](#) (sur la durée du calcul).

La température de surface du liner avec combustion de l'hydrogène est représentée sur la figure [FIG-19.2.2.3.23](#) (on notera l'échelle de température différente par rapport à la figure [FIG-19.2.2.3.22](#)) à un instant proche de celui où est atteint pic de température. De nouveau, les chargements thermiques les plus importants sur le liner se trouvent dans la région du dôme. Ces températures élevées sont dues à la libération très rapide d'énergie par la combustion par rapport au cas sans combustion. C'est le cas en particulier pour le scénario extrême APRP PB □ BC RP □, dont la phase de combustion est très rapide □. Pour ce scénario, pendant et juste après la combustion, le liner atteint des températures

sensiblement supérieures [ ] sur presque toute sa surface. Par contre, pour les deux scénarios représentatifs APRP PB [ ] BF RR et APRP PB [ ] PZR RR, le liner reste à des températures inférieures [ ] dans la partie cylindrique en dessous de la structure supportant le pont polaire (visible sur la figure [FIG-19.2.2.3.22](#) et la figure [FIG-19.2.2.3.23](#) sous la forme d'une rangée de carrés). Les niveaux de température maximaux sur le liner dus à la combustion de l'hydrogène sont également indiqués dans le tableau [TAB-19.2.2.3.12](#).

Même pour le scénario APRP PB [ ] BC RP [ ], les températures du liner ne sont élevées que sur une période courte. Comme le montre la figure [FIG-19.2.2.3.24](#), [ ] après l'inflammation, c'est à dire [ ] après que la combustion a décréu, la température de surface à l'endroit considéré (qui est très proche du point le plus chaud dans le dôme) a chuté [ ]. En effet, la chaleur est transférée depuis la fine couche de peinture [ ] vers le liner métallique [ ], puis dans le béton. Au cours du temps, le gradient local de température à proximité de la surface disparaît, et la température de surface diminue. La comparaison des résultats reportés sur les deux représentations de la figure [FIG-19.2.2.3.25](#) prouve qu'après l'inflammation, les taches chaudes dans le dôme ont quasiment disparu, et que la température de surface du liner dans la partie cylindrique a également diminué de façon considérable. À cet instant, le liner a déjà atteint une température inférieure [ ] dans les régions de l'enceinte où se situent le sas matériel et les autres traversées.

La température de surface des autres structures (comme le béton des parois internes et des planchers, ou bien l'acier des portes, des passerelles, du pont polaire, etc.) n'est jamais très élevée pendant l'accident.

Un calcul complémentaire du scénario APRP PB [ ] PZR RR, dans lequel l'inflammation est supposée se produire au moment du pic de température en surface du liner (tel qu'obtenu par le calcul de distribution des gaz sans combustion) conduit à des chargements thermiques inférieurs sur les murs, les structures et le liner. Par conséquent, ces résultats ne sont pas détaillés ici.

## **7. CHARGEMENTS DYNAMIQUES DE PRESSION DUS À UNE COMBUSTION RAPIDE**

Après l'inflammation, une flamme laminaire initialement lente peut potentiellement accélérer pour devenir une flamme turbulente rapide. Ceci dépend des caractéristiques du mélange rencontrées par la flamme (composition, température) et de la géométrie du local dans lequel se propage la flamme (par exemple si une turbulence est générée par des obstructions situées sur le parcours de la flamme). Une flamme initialement subsonique peut ainsi atteindre des vitesses supersoniques dans les gaz brûlés, avec un risque de transition d'une déflagration vers une détonation. Alors qu'une déflagration est caractérisée par des surpressions relativement faibles et inférieures à la pression AICC, lors d'une détonation, des pressions dynamiques localement élevées peuvent solliciter significativement les parois internes et même menacer l'intégrité de l'enceinte.

Des calculs spécifiques sont effectués [ ] afin d'évaluer le risque d'accélération de flamme et la possibilité de transition d'une déflagration à une détonation. Les conditions initiales fixées pour ces calculs, ainsi que le choix de l'instant et du lieu de l'inflammation en fonction du dépassement du critère  $\sigma$ , ont été présentées précédemment.

Les calculs [ ] permettent de savoir si une accélération de flamme est possible et le cas échéant, de calculer les vitesses maximales du front de flamme. En comparant la vitesse de flamme et la vitesse du son dans les gaz à l'aval du front de flamme, il est possible d'évaluer le risque de transition d'une déflagration vers une détonation. De plus, [ ] la pression locale dans l'enceinte est déterminée à différents emplacements prédéfinis. Il est démontré que les pressions dynamiques dans l'enceinte, dues à la combustion rapide, sont bien inférieures à celles qui résulteraient d'une détonation. Les chargements mécaniques qui en résultent peuvent alors être comparés aux valeurs de dimensionnement de la paroi de l'enceinte et des murs internes.

La vitesse du son dans les gaz à l'aval du front de flamme dépend de la composition du mélange et de la température des gaz :

$$c_s = \sqrt{\gamma \frac{p}{\rho}} = \sqrt{\frac{\gamma \cdot R \cdot T}{M_{\text{mélange}}}}$$

Où  $p$  est la pression,  $\rho$  est la densité,  $\gamma$  est l'indice adiabatique du gaz,  $T$  est sa température,  $R$  est la constante des gaz parfaits,  $M_{\text{mélange}}$  est la masse molaire du mélange (composé d'air avec une faible teneur d'oxygène, de la vapeur produite par la combustion et éventuellement d'hydrogène non brûlé).

□

### **7.1. CARACTÉRISTIQUES GLOBALES DE LA COMBUSTION**

Les calculs □ des trois scénarios concernent la phase durant laquelle il peut se produire une accélération de flamme, provoquant alors des chargements mécaniques importants sur l'enceinte et les parois intérieures. Pendant cette courte durée □, les effets dynamiques prévalent ; il se produit ensuite une légère augmentation de pression lorsque la flamme se déplace depuis □ vers le dôme ou elle décélère pour se propager dans un mode de combustion lente.

Afin d'assurer le caractère conservatif des résultats, le scénario représentatif APRP PB □ PZR RR (caractérisé par les vitesses de flamme et les chargements mécaniques les plus élevés dus à la distance de propagation importante dans les compartiments de la zone d'équipements) est également calculé en réduisant artificiellement la teneur en vapeur dans l'atmosphère □ en faveur de l'air au moment de l'inflammation.

En supposant, pour chaque scénario, une inflammation à l'endroit et à l'instant les plus pénalisants, tous les scénarios analysés présentent une combustion similaire. Immédiatement après l'inflammation, le taux de combustion augmente (d'abord modérément puis plus rapidement) et atteint localement et même globalement un pic (voir figure [FIG-19.2.2.3.26](#)). A cet instant, le front de flamme se trouve toujours dans les compartiments de la zone d'équipements. A partir de là, dans les scénarios APRP PB □ BF RR et APRP PB □ BC RP □, le taux de combustion augmente à nouveau lorsque le front de flamme pénètre dans le dôme et que de grandes quantités d'hydrogène sont brûlées. Dans le scénario APRP PB □ PZR RR, le pic global de combustion est atteint dans un □ et un second pic plus faible dans le dôme (peu visible sur la figure [FIG-19.2.2.3.26](#)). Comme on peut s'y attendre, le calcul utilisant une concentration réduite en vapeur mène à un taux de combustion plus élevé et à une masse d'hydrogène brûlé plus importante. Dans le cas où il y a moins de vapeur, des zones précédemment inertées par la vapeur brûlent également. De plus, les zones précédemment non inertes ont un régime de combustion plus violent car les gaz qui ne brûlent pas, par exemple la vapeur, absorbent moins d'énergie.

Le tableau [TAB-19.2.2.3.13](#) présente les différentes masses d'hydrogène relatives aux calculs de combustion rapide et les vitesses maximales de flamme correspondantes à la fin de chaque calcul. Ces vitesses prouvent qu'à la fin du calcul de combustion rapide, la flamme est entrée dans le dôme et sa vitesse est bien inférieure au critère de transition déflagration/détonation. Par conséquent le calcul de combustion rapide peut bien être arrêté même si le taux de combustion peut augmenter éventuellement comme dans le scénario APRP PB □ BF RR. Les valeurs entre parenthèses font référence à un calcul avec une teneur réduite en vapeur.

□

□ Etant donné que la température des gaz dépend principalement de la masse d'hydrogène brûlée mais aussi de la zone dans laquelle se produit la combustion dans l'enceinte, et pas tant de la dynamique de la combustion elle-même (lorsque la durée de combustion est inférieure à celle de l'absorption de la chaleur dans les parois et structures), les chargements thermiques associés, issus d'une combustion lente (présentée plus haut, voir [§ 6.4.](#)), sont également valables pour une combustion rapide. Malgré les limitations liées à l'absence de calcul des températures des parois et des structures, les courbes de température des gaz issus du calcul □ sont bien adaptées à l'analyse de la progression de la combustion et de la propagation de la flamme □.

La figure [FIG-19.2.2.3.27](#) présente des coupes de température de gaz (en K) tracées à l'instant du premier pic de taux de combustion et, plus tard, lorsque la flamme se propage dans le dôme. Le front de flamme y est facilement identifiable et se trouve entre les gaz froids (de couleur noire) et les gaz de combustion chauds (de couleur jaune et rouge).

Presque au moment du premier pic de combustion du scénario APRP PB  $\square$  BF RR, une combustion violente de l'hydrogène s'est déjà produite dans le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2 et la température des gaz à cet endroit reste élevée. Au moment du pic de combustion, la flamme, qui a accéléré en traversant le compartiment de la pompe et le  $\square$ , se trouve déjà au sommet de ce dernier et se propage dans le dôme de l'enceinte dans lequel elle peut se déplacer latéralement à des vitesses différentes selon les propriétés locales du mélange et l'intensité de la turbulence. Un second front de flamme a traversé le conduit qui raccorde le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2 et la partie supérieure du compartiment du pressuriseur. Il se propage ensuite à l'intérieur du compartiment du pressuriseur vers le bas dans la partie supérieure du compartiment de la pompe primaire de la boucle 3. Peu de temps après l'inflammation  $\square$ , le front de flamme principal a atteint la paroi de l'enceinte qui se trouve au-dessus du compartiment annulaire près de la boucle 2 et du pressuriseur, ainsi que celle se trouvant au niveau et au-dessus du plancher de service proche de la boucle 3. Il est passé par la zone centrale du dôme et se dirige vers la paroi de l'enceinte ; la propagation se fait ici dans toutes les directions.

Dans le scénario APRP PB  $\square$  PZR RR (seul le cas possédant une teneur en vapeur non modifiée est représenté dans la figure [FIG-19.2.2.3.27](#)), peu après l'inflammation, pendant le pic principal de taux de combustion, le front de flamme s'est déjà propagé du compartiment du pressuriseur vers celui du générateur de vapeur de la boucle 3. De là, il s'est déplacé dans le dôme et a atteint la paroi de l'enceinte dans une zone proche du compartiment du pressuriseur. La flamme se propage rapidement dans l'espace ouvert du dôme et dans toutes les directions. Peu de temps après l'inflammation  $\square$  près de 50% de l'hydrogène présent dans l'enceinte ont été brûlés et la flamme a alors traversé presque la totalité du dôme. Dès lors, la flamme se propage également dans les parties inférieures de l'enceinte où des gaz combustibles sont encore présents. La combustion rapide est plus violente ici que dans le scénario APRP PB  $\square$  BF RR, comme le montre la température maximale des gaz à l'aval du front de flamme qui est plus importante dans ce scénario. On constate également que la combustion est plus rapide que dans le scénario APRP PB  $\square$  BF RR, un plus grand volume de gaz combustibles étant brûlé sur une période plus courte.

Pratiquement au moment du premier pic de taux de combustion dans le scénario APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , le front de flamme a déjà traversé le compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2 et se propage à présent dans le dôme. De plus, une combustion a également lieu dans le conduit qui relie le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2 et le compartiment du pressuriseur ; cependant la vitesse de la flamme à cet endroit est relativement faible. La flamme n'a alors pas encore atteint la partie supérieure du compartiment du pressuriseur. Vers la fin du calcul,  $\square$  après l'inflammation, le front de flamme a traversé la totalité du dôme et la partie supérieure des compartiments annulaires, en passant à proximité des parois de l'enceinte dans les zones correspondantes. En direction du plancher principal et de la zone d'exploitation, tout l'hydrogène a été brûlé. La température des gaz de combustion derrière la flamme est comparable à celle obtenue dans le scénario APRP PB  $\square$  BF RR (les échelles des graphiques de la figure [FIG-19.2.2.3.27](#) sont différentes).

## **7.2. PROPAGATION ET ACCÉLÉRATION DE LA FLAMME**

En raison de l'influence du modèle d'inflammation, il est difficile dans les calculs  $\square$ , de connaître précisément la vitesse de flamme jusqu'à quelques dixièmes de secondes avant l'instant du taux de combustion maximal. Toutefois, la flamme est alors encore relativement peu étendue et est confinée à quelques mètres autour du lieu d'inflammation.

Pour les trois scénarios, la vitesse de flamme atteint localement un maximum pratiquement à l'instant du pic de taux de combustion, comme présenté dans le tableau [TAB-19.2.2.3.14](#). La figure [FIG-19.2.2.3.28](#) présente dans des coupes la vitesse maximale de flamme dans l'enceinte. En fonction du scénario, les coupes sont choisies dans différents compartiments des composants primaires des boucles 1 et 2 ou 3 et 4, ainsi que dans le compartiment du pressuriseur. Ces représentations permettent d'identifier facilement les zones de vitesse de flamme élevée lors de la combustion rapide. Il est à noter que la valeur maximale de la vitesse de flamme pour chaque scénario indiquée sur la

figure [FIG-19.2.2.3.28](#) (valeur à côté de « Max : ») est une valeur artificielle atteinte uniquement au début dans la maille d'inflammation. Elle ne représente pas la valeur maximale de la vitesse du front de flamme lors de sa propagation et qui est atteinte plus tard lors de la combustion rapide.

La figure [FIG-19.2.2.3.29](#) présente une sélection de coupes de l'enceinte montrant la vitesse de flamme (en m/s suivant un code de couleur) à l'emplacement de la brèche, dans certains compartiments contenant des composants du circuit primaires ainsi qu'à l'emplacement où la vitesse de flamme est maximale. Celle-ci peut être déduite de la valeur maximale de la légende de la coupe qui contient l'emplacement de la plus grande vitesse de flamme (il est à noter qu'il existe un léger écart par rapport aux valeurs maximales présentées dans le tableau [TAB-19.2.2.3.14](#) car les coupes sont issues de données de sortie échantillonnées à des moments discrets).

Pour le scénario APRP PB  $\square$  BF RR, au moment du pic de vitesse de flamme  $\square$ , le front de flamme principal vient juste de passer par le plafond du compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2 et se propage dans le dôme. Une seconde flamme traverse le conduit de raccordement entre le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2 et la partie supérieure du compartiment du pressuriseur et se déplace vers le bas en direction du compartiment de la pompe de la boucle 3. La vitesse maximale de flamme  $\square$  est atteinte à proximité du compartiment annulaire proche de  $\square$ . Ce scénario présente la vitesse maximale de flamme la plus importante des trois scénarios étudiés (sans tenir compte du cas avec réduction de la concentration de vapeur d'eau dans le scénario APRP PB  $\square$  PZR RR).

Dans le scénario APRP PB  $\square$  PZR RR, la vitesse de flamme atteint un pic comparable  $\square$  en raison d'une longue distance de propagation qui débute dans le compartiment du pressuriseur. Peu après l'apparition du pic de taux de combustion,  $\square$  la flamme est déjà en contact avec la paroi de l'enceinte à des hauteurs intermédiaires. Le pic de vitesse de flamme a lieu dans la partie supérieure du compartiment du pressuriseur, proche du compartiment de la pompe primaire de la boucle 3. Pour la variante du scénario APRP PB  $\square$  PZR RR prenant en compte une teneur réduite en vapeur, une valeur maximale encore supérieure  $\square$  est calculée  $\square$  après l'inflammation.

Enfin, dans le scénario extrême APRP PB  $\square$  BC RP  $\square$ , un pic de vitesse de flamme  $\square$  est calculé,  $\square$  après l'inflammation, dans la partie supérieure du compartiment de la pompe primaire de la boucle 2. Il correspond au front de flamme qui a précédemment traversé le conduit de raccordement entre le compartiment de la pompe de la boucle 2 et la zone supérieure du compartiment du pressuriseur. A cet instant, une combustion violente avec des vitesses de flamme élevées a également lieu dans la zone située au-dessus des compartiments des générateurs de vapeur des boucles 1 et 2.

En comparant ces pics de vitesse de flamme avec la vitesse du son dans les gaz brûlés, on peut conclure qu'aucune flamme ne devient supersonique pendant la combustion rapide, même en supposant que l'hydrogène s'enflamme dans des conditions pénalisantes (instants et lieux d'inflammation).  $\square$  Même avec une teneur en vapeur artificiellement réduite avant l'inflammation et augmentant les vitesses pour le scénario APRP PB  $\square$  PZR RR, la valeur maximale de vitesse de flamme  $\square$  reste bien inférieure à la vitesse du son dans les gaz brûlés  $\square$ . Par conséquent, à aucun moment la déflagration rapide ne risque de se transformer en une détonation.

Même si des vitesses plus élevées de flamme étaient atteintes avant le pic de débit de combustion (ce qui ne peut être précisément déterminé à partir des données en raison de l'influence du modèle d'inflammation, comme indiqué plus haut), aucune transition vers une détonation n'en résulterait. Ceci est prouvé par l'analyse suivante concernant les chargements dynamiques de pression qui restent faibles durant toute la combustion rapide. De plus, au début de la combustion, la température des gaz derrière le front de flamme est bien supérieure  $\square$  à la valeur très conservative  $\square$  choisie dans l'analyse précédente. Cela implique également une valeur critique  $c_s$  plus élevée  $\square$  pour la vitesse du son à ces instants là (ce qui est aussi conservatif car on suppose de l'air pur sans vapeur).

### **7.3. PRESSION SUR LES PAROIS DE L'ENCEINTE ET LES PAROIS INTERNES**

Bien qu'une transition vers une détonation, dont une des conséquences serait l'apparition de chargements de pressions dynamiques élevés, ne puisse se produire, il convient de vérifier que les parois de l'enceinte et les parois internes entre les différents compartiments supportent également les chargements de pression induits par une déflagration rapide. Dans ce but, on analyse les différences

de pression sur les parois de l'enceinte (en supposant une pression extérieure d'environ 1 bar), ainsi que de part et d'autre des parois internes des compartiments concernés par les calculs de combustion rapide [1].

La figure [FIG-19.2.2.3.30](#), qui présente l'évolution temporelle de la différence entre la pression de l'enceinte et la pression extérieure en certains points de la paroi interne de l'enceinte, montre que les effets dynamiques des variations rapides de la pression dus à la propagation des ondes sont négligeables par rapport à l'augmentation de pression due à la combustion de l'hydrogène. Pour le scénario présentant la cinétique de combustion la plus rapide, à savoir le scénario APRP PB [1] PZR RR, une surpression liée à la combustion de l'hydrogène s'ajoute à la pressurisation de l'enceinte à l'instant de l'inflammation [1]. Cette augmentation de pression est enveloppée, avec une marge suffisante, par la pression maximale AICC de ce scénario, laquelle est inférieure à la pression de dimensionnement de l'enceinte. En réalité, du fait de la non prise en compte des transferts de chaleurs entre les gaz et les parois et structures, la pression obtenue dans la réalité serait inférieure à celle calculée [1]. [1] Pour le scénario représentatif APRP PB [1] BF RR et le scénario extrême APRP PB [1] BC RP [1], ces différences de pression sont encore plus faibles, comme le montre également la figure [FIG-19.2.2.3.30](#).

Alors que les effets des chargements dynamiques de pression peuvent facilement s'équilibrer dans le dôme de l'enceinte et les compartiments ouverts, des chargements sur des murs internes dus à des écarts de pression de part et d'autre de ces murs internes peuvent apparaître quand les compartiments concernés sont confinés ou n'ont que de petites ouvertures. Une analyse quantitative des chargements dynamiques de pression résultants d'une combustion rapide est effectuée pour les murs qui appartiennent à des compartiments importants de l'enceinte. La figure [FIG-19.2.2.3.31](#) présente l'évolution de la différence de pression de part et d'autre des parois internes qui sont soumises à des chargements particulièrement élevés pour chaque scénario (les échelles de pression sont différentes pour chacun des trois scénarios).

Comme on pouvait le déduire des résultats précédents, la combustion relativement rapide du scénario APRP PB [1] PZR RR conduit aux chargements les plus importants [1]. Pour les deux autres scénarios les pics de pression sont considérablement plus faibles. Même si la pression peut encore augmenter, des chargements dynamiques de pression significativement plus élevés ne peuvent pas apparaître après la fin des calculs des scénarios étudiés, puisque la flamme a déjà beaucoup ralenti et la combustion se produit principalement dans le dôme (la combustion se fait alors de manière similaire au cas de combustion lente avec inflammation dans le dôme et avec une pression maximale enveloppée par la pression AICC).

Pour chaque cas les pics des chargements dynamiques de pression sont bien inférieurs aux valeurs atteintes lors d'une détonation, dont le risque est par conséquent exclu pour tous les scénarios étudiés. Les fréquences les plus importantes des ondes de pression sont de l'ordre de 1 Hz ; ce résultat peut être déduit des courbes de la figure [FIG-19.2.2.3.31](#) ou calculé à l'aide d'une analyse spectrale de l'évolution des différences de pression. Les deux pics de combustion assez distincts du scénario APRP PB [1] BC RP [1], se retrouvent dans l'évolution de la pression.

La combustion de l'hydrogène, comparativement lente, qui suit une inflammation dans le dôme, ne provoque que de faibles chargements dynamiques de pression. Une telle combustion ne s'accompagne pas d'une accélération de flamme dans les compartiments de la zone d'équipement, qui produit des écarts importants de pression. Une fois que le front de flamme se propage à l'intérieur du dôme, des quantités d'hydrogène très similaires sont brûlés dans le dôme dans les calculs de combustion rapide et dans les calculs de combustion lente (ceci est dû aux instants d'inflammation qui sont très proches dans les deux cas). Toutefois, dans le cas d'une combustion rapide avec une inflammation dans les [1], les vitesses de flamme dans le dôme, et donc les chargements mécaniques sur l'enceinte, sont plus élevés que dans le cas d'une inflammation dans le dôme, la flamme ayant déjà atteint une vitesse élevée quand elle pénètre dans ce volume. Par conséquent, tous les chargements dynamiques de pression sont enveloppés par les calculs de combustion rapide.

Enfin, la figure [FIG-19.2.2.3.32](#) présente les pics des chargements dynamiques de pression de part et d'autre de certains murs pour les trois scénarios. Même dans le cas des scénarios APRP PB [1] PZR RR et de sa variante avec une concentration en vapeur d'eau artificiellement diminuée, ces pics restent inférieurs à 1 bar, avec une marge généralement importante (l'échelle de la figure [FIG-19.2.2.3.32](#) est logarithmique). On peut donc exclure le risque de perte d'intégrité des structures

provoquée par des chargements dynamiques de pression trop importants, à la fois pour les parois de l'enceinte et pour les parois internes pendant toute la durée d'une combustion rapide.

## 8. COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE PENDANT L'INTERACTION CORIUM/BÉTON

### 8.1. CONDITIONS INITIALES ET CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT DES GAZ

Les conditions initiales imposées dans le calcul CFD aux volumes finis [ ] du scénario PTAE 650, sont issues d'un calcul de ce même scénario réalisé par le code intégral multi-compartiments [ ] jusqu'à la rupture de la cuve. Les résultats du calcul [ ] ont pour but de prouver qu'une grande partie de l'hydrogène et du monoxyde de carbone produits par l'interaction corium/béton dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement sont brûlés à proximité de leur point de relâchement et qu'il n'y a pas de risque associé à la phase hors cuve vis-à-vis de la production de gaz combustibles pendant l'interaction corium/béton. Les quantités de gaz accumulés et le risque lié à une combustion rapide de ces gaz sont couverts par ceux induits par la quantité d'hydrogène relâchée lors de la dégradation en cuve (qui est prise en compte pour démontrer l'efficacité des dispositifs de mitigation dans le § 5., le § 6. et le § 7.).

D'après les résultats du code multi-compartiments [ ], la pression dans l'enceinte à la rupture de la cuve, au début du calcul, a été définie [ ]. De même, par simplification, la température initiale des gaz de tous les compartiments de la zone d'équipements est fixée au début du calcul [ ]. Pour les compartiments d'exploitation (excepté le dôme), cette température est plus basse [ ], le dôme, quant à lui, à cause des gaz chaud qui s'y sont accumulés pendant la phase précédent la rupture de la cuve, est initialement à une température légèrement plus élevée [ ]. Dans le calcul CFD aux volumes finis [ ] on suppose que les surfaces des parois solides (mur en béton, structure métallique) sont à la même température que les gaz qui les entourent. Les gaz initialement présents dans l'atmosphère de l'enceinte sont composés d'azote, d'oxygène, de vapeur, d'hydrogène et de xénon, et contiennent une très faible fraction de fines gouttelettes d'eau. L'appauvrissement en hydrogène et en oxygène, lors de la recombinaison avant la rupture de la cuve, est correctement modélisé. Les concentrations initiales des espèces les plus importantes sont présentées dans le tableau [TAB-19.2.2.3.15](#).

La concentration initiale de dioxyde de carbone est fixée à zéro. Cependant, lors de la phase hors cuve, une certaine quantité de dioxyde de carbone est relâchée dans l'enceinte du fait de l'interaction corium/béton, cette concentration augmentant donc au cours de l'accident.

Les figures [FIG-19.2.2.3.33](#) et [FIG-19.2.2.3.34](#) présentent l'évolution des masses et des débits de gaz combustibles et de vapeur relâchés dans le puits de cuve et la chambre d'étalement issus des calculs d'interaction corium/béton [ ]. La contribution du monoxyde de carbone est convertie en équivalent hydrogène et dans la suite le terme « hydrogène » désignera à la fois les deux gaz combustibles et leurs effets combinés. Le débit de vapeur et la masse de vapeur relâchée pendant la phase d'interaction corium/béton dans la chambre d'étalement (qui est très important pendant la phase de trempe) sont divisés respectivement par un facteur 100 et 1000 sur les figures [FIG-19.2.2.3.33](#) et [FIG-19.2.2.3.34](#) pour une meilleure visualisation.

Après un bref pic initial, le débit de relâchement d'hydrogène atteint d'abord une valeur relativement constante puis, [ ] diminue jusqu'à atteindre une seconde valeur constante. Peu avant l'ouverture de la trappe fusible, un nouveau pic apparaît, dû à l'inversion des couches métallique et oxyde du corium. Après un bref transitoire initial, le débit de vapeur relâché dans le puits de cuve s'arrête [ ]. Ensuite, le débit de relâchement augmente régulièrement jusqu'à quelques secondes avant l'ouverture de la trappe fusible où un nouveau pic apparaît. Lors de l'ouverture de la trappe fusible, l'interaction entre le corium et le béton sacrificiel dans le puits de cuve est supposée s'arrêter ce qui arrête les émissions de gaz combustibles et de vapeur. En revanche, à partir de cet instant, le corium se trouve dans la chambre d'étalement où il relâche au début une grande quantité d'hydrogène. Ce débit diminue considérablement pendant et surtout après la fin de la phase de trempe, lorsque le corium est noyé. Cependant, pendant cette phase de trempe, l'eau se vaporisant immédiatement au contact du corium, le débit de relâchement de vapeur est alors très élevé [ ]. Après la trempe, on suppose une baisse linéaire du débit de relâchement [ ]. Ensuite, le corium est recouvert par de l'eau qui reste en dessous de sa température d'ébullition pendant toute la durée de l'accident [ ].

En ce qui concerne le relâchement de gaz dans l'atmosphère de l'enceinte, deux températures doivent être considérées pour chacune des deux zones de relâchement. Comme le montre la figure [FIG-19.2.2.3.35](#), la température des gaz relâchés et celle des surfaces de zones de relâchement au travers desquelles les gaz sont émis peuvent être différentes. Les températures des gaz émis avant la trempe sont issues des calculs d'interaction corium/béton [1]. Il est à noter que dans la chambre d'étalement, le terme « surface » représente le béton sacrificiel à température ambiante avant l'ouverture de la trappe fusible puis le corium fondu dans la courte phase avant la trempe et enfin l'eau à la suite du noyage passif. Après l'ouverture de la trappe fusible, une faible quantité de corium est supposée rester dans le puits de cuve ; elle est représentée par une surface chaude mais sans production de gaz. [1].

Pendant toute la durée de la phase de trempe, on suppose de manière conservatrice que l'eau noyant le corium se vaporise immédiatement et totalement. Etant donné que les gaz relâchés sont principalement composés de vapeur, leur température est fixée [1] (c'est à dire la température de vaporisation correspondant à la pression moyenne dans l'enceinte pendant cette phase). Le bilan d'énergie du modèle d'évaporation considère que toute l'énergie, extraite de la surface chaude du corium durant la trempe, produit de la vapeur sans aucune surchauffe. Ainsi pendant la trempe, la température de la surface du corium est elle aussi fixée [1] pour conserver un bilan d'énergie équilibré. A la fin de la trempe, la température de la surface dans la chambre d'étalement est égale à la température de l'eau et des gaz relâchés [1].

## **8.2. COMBUSTION DE L'HYDROGÈNE ET DU MONOXYDE DE CARBONE**

Le modèle de combustion [1] décrit précédemment (voir [§ 3.1.4.](#)) prédit une combustion de l'hydrogène importante et pratiquement continue. La figure [FIG-19.2.2.3.36](#) présente les débits de relâchement et d'élimination de l'hydrogène (par combustion et recombinaison) dans l'enceinte après la rupture de la cuve. Clairement, la cinétique de disparition de l'hydrogène est très proche de celle du relâchement. Une fraction importante de l'hydrogène relâché est donc presque immédiatement brûlée. La réduction de la quantité d'hydrogène par combustion est prédominante par rapport à la recombinaison (comparaison des courbes rouge et bleue) excepté durant la courte phase de trempe du corium quand la combustion est inhibée par la concentration élevée de vapeur d'eau. L'hydrogène est alors éliminé uniquement par les recombineurs (qui opèrent même dans ces conditions).

Lorsque l'interaction corium/béton débute dans le puits de cuve, le débit d'élimination de l'hydrogène augmente régulièrement et atteint un maximum [1], puis décroît pour être constant [1] jusqu'au moment de l'ouverture de la trappe fusible. Au début de l'interaction, pendant 3000 s, la moitié de l'hydrogène est éliminée par combustion et l'autre par recombinaison ; par la suite l'élimination se fait essentiellement par combustion. Peu avant l'ouverture de la trappe fusible la combustion augmente, mais le débit d'élimination de l'hydrogène est trois fois inférieur à celui de la production d'hydrogène qui augmente. Cette augmentation temporaire de production d'hydrogène est due à l'inversion des couches métallique et oxyde dans le puits de cuve. Durant le laps de temps précédant la trempe [1] et pendant lequel le corium est étalé mais pas encore noyé, l'élimination de l'hydrogène (qui peut être principalement attribuée à la combustion) est maximale [1]. Cependant, le débit de production d'hydrogène étant 3 fois plus important que le débit d'élimination, c'est lors de cette phase que l'accumulation de l'hydrogène et le risque de combustion rapide dans la zone d'équipements sont les plus élevés. Pendant et après la trempe du corium, la production de vapeur inhibe la combustion jusqu'à ce que la condensation de la vapeur dans la zone d'équipements inférieure désinerte l'atmosphère, permettant de nouveau la combustion. Dans ces phases, la circulation des gaz dans l'enceinte est descendante à travers la cheminée de la chambre d'étalement, où elle s'alimente d'hydrogène, pour aboutir, après avoir traversé le canal de transfert, dans le puits de cuve. Là, l'hydrogène qui se mélange avec du gaz enrichi en oxygène provenant des conduits de ventilation du puits de cuve, brûle dès qu'il rentre en contact avec des débris chauds de corium supposés être restés dans le puits de cuve. Cependant le débit d'élimination de l'hydrogène, dû à des débit équivalents de combustion et recombinaison, n'excède jamais le seuil [1] jusqu'à la fin du calcul [1].

Bien qu'il apparaisse clairement que la combustion est très importante pendant des durées courtes [1], les phases de combustion faible sur des durées longues survenant entre ces phases de forte combustion contribuent considérablement à la réduction de la masse totale d'hydrogène (par combustion et recombinaison), comme le montre la figure [FIG-19.2.2.3.37](#). Lorsque le corium est recouvert d'eau dans la chambre d'étalement et que la production d'hydrogène a diminué [1], une masse d'hydrogène [1] a déjà été éliminée. Cette masse est à comparer à la quantité totale d'hydrogène relâchée pendant la phase hors cuve, [1] ainsi qu'à l'hydrogène non recombinaison à la fin de



la phase en cuve [1]. La masse d'hydrogène consommée représente donc environ 80% de la masse produite lors des différentes phases d'interaction corium/béton. Les figures [FIG-19.2.2.3.36](#) et [FIG-19.2.2.3.37](#) montrent de manière évidente que la réduction de la masse d'hydrogène par recombinaison n'est que faiblement inférieure à celle due à la combustion et représente presque la moitié de tout l'hydrogène éliminé lors du transitoire calculé (voir les courbes bleue et verte sur la figure [FIG-19.2.2.3.37](#)).

Même pendant les phases tardives, la combustion et la recombinaison de l'hydrogène restant se poursuit ; cela conduit à une augmentation pratiquement linéaire de la masse totale d'hydrogène brûlée. Etant donné que les concentrations globales des gaz inertes (par exemple vapeur et azote) et d'oxygène dans l'enceinte ne changent pas radicalement après ces phases, ce processus de combustion à faible cinétique se poursuit jusqu'à ce que pratiquement tout l'hydrogène restant soit brûlé et que sa concentration ait chuté sous le seuil d'inflammabilité. L'hydrogène est de plus éliminé en continu par les recombineurs.

Une analyse de la répartition de l'hydrogène au sein des différents compartiments des zones d'équipements et d'exploitation permet d'identifier les zones dans lesquelles les conditions d'inflammabilité sont réunies et où la combustion se produit. A la rupture de la cuve, lorsque de l'hydrogène est relâché par la surface du bain de corium au fond du puits de cuve, l'hydrogène n'est, en réalité, présent que dans un périmètre restreint autour du lieu de relâchement. Plus tard, toujours avant l'ouverture de la trappe fusible, l'hydrogène peut se répandre dans les zones supérieures du puits de cuve et pénétrer dans d'autres compartiments de la zone d'équipements par le biais des traversées des tuyauteries primaires et des conduits de ventilation.

Après l'étalement du corium, mais avant le début de la trempe, la concentration d'hydrogène est très élevée [1] dans la chambre d'étalement et le puits de cuve, les deux compartiments étant alors reliés par le canal de transfert. Cette concentration est plus faible [1] dans la cheminée située entre le plafond de la chambre d'étalement et la zone d'équipements. Bien que la convection globale intense due à l'important relâchement de vapeur produit par la trempe n'ait pas encore commencé, l'hydrogène, léger, s'élève dans le dôme de l'enceinte et s'accumule dans tous les compartiments de la zone d'équipements (à des concentrations allant de 5% à 15%) et les parties supérieures des compartiments de la zone d'exploitation (toutefois à de faibles concentrations).

Lorsque la trempe commence et que de grandes quantités de vapeur s'accumulent dans l'enceinte engendrant une convection globale importante, la concentration d'hydrogène chute rapidement et ne dépasse 2% que dans les parties inférieures des compartiments de la zone d'exploitation, dans lesquels l'accès de la vapeur est difficile. De plus, le pic de combustion avant la trempe a déjà fait diminuer significativement la concentration d'hydrogène dans l'enceinte. Ultérieurement, après la fin de la trempe, lorsque la concentration de vapeur a bien diminué en raison de la condensation, et que la convection globale s'est arrêtée, l'hydrogène se répartit de nouveau dans la moitié des compartiments de l'enceinte avec une faible concentration.

Le nuage dont la concentration d'hydrogène est supérieure à 4% (i. e. au-dessus du seuil d'inflammabilité en air sec) est peu volumineux, comme le montre la figure [FIG-19.2.2.3.38](#). Tant au début de la phase hors cuve que plus tard, lorsque le corium est confiné dans le puits de cuve, de telles concentrations n'apparaissent qu'au fond du puits de cuve et dans les zones d'équipements. De grandes quantités d'hydrogène étant produites pendant ces phases, cela démontre qu'une grande partie de l'hydrogène brûle immédiatement à proximité de la zone où il est relâché. Pendant la brève période entre l'ouverture de la trappe fusible et le début de la trempe, on constate que des concentrations d'hydrogène très importantes [1] sont atteintes au fond du puits de cuve, dans le canal de transfert, dans la chambre d'étalement et dans la cheminée qui la relie à la zone d'équipements. On note que des concentrations d'hydrogènes élevées [1] sont atteintes dans les zones d'équipements alors que dans la partie supérieure des zones d'exploitation (i.e. le dôme) la concentration est plus faible [1]. Dans cette phase aussi, l'hydrogène brûle immédiatement à proximité de la zone où il est relâché. Pendant la trempe la quantité importante de vapeur présente dans l'enceinte dilue l'hydrogène jusqu'à des concentrations qui ne permettent pas la combustion. Après la trempe la concentration d'hydrogène n'est supérieure à la limite d'inflammabilité que juste au dessus du corium noyé (où il est relâché), dans le canal de transfert (par lequel il arrive dans le puits de cuve) et au fond du puits de cuve (où il brûle).

Il est clair qu'une combustion n'est possible qu'à l'interface entre des zones riches en hydrogène et d'autres riches en oxygène. Au niveau de ces interfaces, la concentration de vapeur est suffisamment faible pour ne pas inerte l'atmosphère. Le mode de combustion continue de l'hydrogène sera donc vraisemblablement celui d'une flamme de diffusion. En effet, autour des lieux de relâchement de l'hydrogène, des zones riches en hydrogène et d'autres riches en oxygène peuvent se côtoyer. □

Les représentations des coupes y-z (à  $x = 2$  m, légèrement décalé par rapport à l'axe de l'enclaustrée), sur la figure [FIG-19.2.2.3.39](#), permettent de localiser les flammes de diffusion. Ces coupes représentent (i) le puits de cuve entre le moment de la rupture de la cuve et l'ouverture de la trappe fusible (i.e. lorsque l'hydrogène s'élève depuis le fond du puits de cuve ; figures de gauche) et (ii) la cheminée entre la chambre d'étalement et la zone d'équipements après l'ouverture de la trappe fusible et avant la trempe (lorsque l'hydrogène remonte dans la chambre d'étalement depuis son point de relâchement et est évacué par la cheminée ; figures de droite, avec les détails indiqués par des flèches). Ces figures montrent des zones de concentrations importantes en hydrogène et en oxygène de part et d'autre d'une interface bien distincte □ où la concentration de vapeur reste plus basse □. Bien que le puits de cuve soit de forme cylindrique et soit symétrique, des différences locales d'écoulement dans les différentes gaines de ventilation du puits de cuve provoquent une combustion asymétrique avec une évolution dans le temps de la position du front de flamme dans le puits de cuve. Il est à noter que sur les coupes de la cheminée (figures de droite), le haut de la chambre d'étalement se situe dans la partie inférieure du schéma, alors que la zone en partie droite est une partie du puits de cuve, indirectement relié à la cheminée.

Les champs de température représentés sur la figure [FIG-19.2.2.3.40](#), sont le reflet de l'intensité de la combustion dans les zones proches du front de flamme (les zones de combustion sont entourées par un cercle). Lorsque l'hydrogène relâché dans le fond du puits de cuve se mélange à l'atmosphère riche en oxygène, il est toujours □ bien supérieur à sa température d'auto-inflammation d'environ 530° C (figure de gauche). Dans la chambre d'étalement, l'hydrogène est transporté vers la zone d'équipements à travers la cheminée dans laquelle il se refroidit et atteint une température plus basse □. Il rencontre, lors de son cheminement, des régions plus riches en oxygène où il s'enflamme ce qui conduit à des températures de gaz plus élevées □ (figure de droite). Sur la figure [FIG-19.2.2.3.40](#), les flèches indiquent les principales directions d'écoulement.

Contrairement aux calculs réalisés avec des codes intégraux multi-compartiments □ pour l'évaluation de la pression et de la température dans l'enclaustrée (voir section 19.2.2.5), la description plus fine de l'enclaustrée dans les calculs □ évite d'avoir à imposer la combustion dans un compartiment où les concentrations moyennes d'hydrogène et d'oxygène la rendraient en fait impossible. La discrétisation spatiale utilisée dans le code CFD aux volumes finis □ permet ici de modéliser précisément les phénomènes de combustion et de localiser la flamme de diffusion.

Pour résumer, le calcul □ de la phase de production de l'hydrogène hors cuve démontre qu'une combustion laminaire, continue et quasi immédiate d'environ la moitié de l'hydrogène et du monoxyde de carbone se produit à proximité du fond du puits de cuve et dans la chambre d'étalement, où ces gaz sont relâchés lors de l'interaction entre le corium et le béton sacrificiel. Cependant il faut évaluer la fraction de gaz non brûlés susceptibles de s'accumuler dans l'enclaustrée, ainsi que les chargements de température et pression issus d'une combustion lente ou rapide de ces gaz. Les phases importantes sont celles au cours desquelles le débit de production d'hydrogène est supérieur à son débit d'élimination, phases pendant lesquelles l'hydrogène s'échappe des compartiments inférieurs vers le dôme et l'espace annulaire en traversant les compartiments des générateurs de vapeur et des pompes primaires.

Comme présenté en figure [FIG-19.2.2.3.41](#), des nuages importants d'hydrogène pouvant conduire à une combustion (en raison d'une concentration supérieure à 4%), existent □. Immédiatement après le début de la trempe, un pic □ d'hydrogène est atteint dans l'enclaustrée □. Cependant, comme au cours de la trempe l'atmosphère de l'enclaustrée est inertée par la vapeur produite, l'instant pénalisant vis-à-vis d'une inflammation dans le dôme est juste avant le début de la trempe. A cet instant la quantité d'hydrogène dans le dôme est un peu inférieure. Cette quantité □ est largement enveloppée par celle présente dans le dôme lors de la phase en cuve et prise en compte pour démontrer l'efficacité des dispositifs de mitigation pendant la phase en cuve de l'accident. C'est le cas non seulement pour le scénario APRP PB □ BC RP □ mais aussi pour les deux scénarios représentatifs APRP PB □ BF RR et APRP PB □ PZR RR □. Pour ces scénarios, la combustion dans le dôme est calculée avec □ et présentée dans le [§ 6](#).

La figure [FIG-19.2.2.3.41](#) révèle également qu'environ 5 à 10 kg d'hydrogène peuvent s'accumuler sous forme de nuage combustible dans chaque compartiment des générateurs de vapeur et des pompes primaires (pour simplifier la lecture du graphique les compartiments des générateurs de vapeur et des pompes des branches 1 et 2 sont réunis tout comme ceux des branches 3 et 4). Les compartiments les plus concernés sont ceux du générateur de vapeur et de la pompe de la branche 4, avec des masses d'hydrogène dans le nuage  $\sigma > 1$  [1]. La figure [FIG-19.2.2.3.42](#) montre le nuage  $\sigma > 1$  au moment où sa taille est la plus importante, soit quelques minutes après l'ouverture de la trappe fusible [1]. Ces valeurs sont comparables à celles obtenues aux temps d'inflammation les plus pénalisants dans les calculs [1] du scénario représentatif APRP PB [1] PZR RR et du scénario extrême APRP PB [1] BC RP [1] qui sont présentés dans le § 7. Pour ces deux scénarios, le calcul de combustion turbulente rapide [1] montre que les chargements de pression sont très limités et que la transition en détonation peut être exclue. D'autre part, lors de la phase hors cuve, et à la différence des conditions obtenues dans l'enceinte lors de la phase de production de l'hydrogène en cuve, une quantité considérable d'oxygène a déjà été consommée par la recombinaison (durant les phases précédentes) et par la combustion continue (à partir de la rupture de la cuve). Par conséquent, même si elle est possible pendant les phases d'interaction corium/béton, la combustion d'un nuage à forte concentration en hydrogène ne peut générer que des chargements inférieurs à ceux issus d'une combustion de l'hydrogène produit pendant la phase en cuve.

### **8.3. CIRCULATION DES GAZ DANS L'ENCEINTE**

La figure [FIG-19.2.2.3.43](#) montre l'évolution du nuage de gaz à haute température [1] lors des étapes de la progression de l'accident après la rupture de la cuve. Elle reflète les différentes phases de l'accident après la rupture de la cuve : la production de l'hydrogène par l'interaction du corium avec le béton sacrificiel, sa combustion à proximité des zones de relâchement et la distribution dans l'enceinte de la vapeur générée par la trempe du corium dans la chambre d'étalement.

Au début de la phase de production hors cuve, le corium dans le puits de cuve est la seule surface chaude dans l'enceinte [1]. Plus tard, durant la phase de rétention du corium dans le puits de cuve, celui-ci est rempli de gaz très chauds [1] à cause du relâchement de gaz chauds et de la combustion d'hydrogène. Le volume des gaz chauds [1] s'étend facilement dans les autres compartiments (comme ceux des générateurs de vapeur ou des pompes).

Après l'étalement du corium, la température de l'atmosphère de la chambre d'étalement dépasse les 1000° C, et toute la zone d'équipements est remplie de gaz chauds. Le front de l'isotherme [1] s'étendent légèrement vers le dôme de l'enceinte sous la forme de quatre colonnes distinctes au dessus des compartiments des générateurs de vapeur. Quand la vapeur, issue de la trempe, est relâchée dans la chambre d'étalement, son atmosphère se refroidit de manière significative alors qu'une forte convection naturelle diffuse les gaz chauds pratiquement partout dans l'enceinte, y compris dans toute la zone d'exploitation. Après la trempe, la surface dans la chambre d'étalement est refroidie de manière significative par l'eau qui recouvre le corium. C'est seulement dans certaines parties de la zone d'équipements et du dôme, et non plus dans les zones inférieures d'exploitation, que la température des gaz peut rester élevée [1].

Après la trempe, les caractéristiques du relâchement de la vapeur dans la chambre d'étalement, et sa diffusion dans l'enceinte, sont illustrées dans la figure [FIG-19.2.2.3.44](#), qui montre le nuage de vapeur [1] à différents instants. Avant la trempe aucune maille du calcul [1] ne présente une aussi grande quantité de vapeur, bien que des petites quantités aient été déjà relâchées, d'abord dans le puits de cuve puis dans la chambre d'étalement (voir figure [FIG-19.2.2.3.33](#)). Quand la chambre d'étalement est noyée, l'atmosphère au dessus de la surface du corium est très concentrée en vapeur. La grande quantité de vapeur se répand rapidement à l'intérieur de la chambre d'étalement et dans les compartiments les plus proches (via la cheminée située au plafond de la chambre d'étalement), e.g. les deux compartiments des générateurs de vapeur et du pressuriseur. La vapeur s'écoule ensuite vers le dôme à travers les disques de convection disposés au plafond des compartiments des générateurs de vapeur. La vapeur s'accumule dans le dôme et redescend dans l'espace annulaire [1]. A cause de la condensation sur les murs de l'enceinte et sur les structures métalliques, bien après la trempe du corium, quand il n'y a plus de relâchement de vapeur, il ne subsiste plus que de petites poches de vapeur à concentration élevée dans l'enceinte (par exemple dans la chambre d'étalement).

#### **8.4. CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LES STRUCTURES DE L'ENCEINTE**

□ modélise les échanges de chaleur entre les gaz et les surfaces des structures et la conduction thermique dans l'épaisseur des matériaux. Ainsi les chargements thermiques sur les murs de l'enceinte et sur les structures peuvent être quantifiés lors de la combustion continue de l'hydrogène dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement.

La diffusion rapide de la vapeur générée par la trempe permet un transport efficace des gaz de combustion, surtout dans le dôme et l'espace annulaire, où le liner est fixé sur la paroi interne de l'enceinte en béton. Les zones à fortes températures sont principalement celles où le corium est présent (i.e. dans la partie basse du puits de cuve et plus tard, après ouverture de la trappe fusible, dans la chambre d'étalement) puis les compartiments chauffés indirectement par les gaz issus de l'interaction corium/béton, ainsi que par la convection et le rayonnement provenant de la surface du corium (i.e. l'intégralité du puits de cuve et de la chambre d'étalement, y compris les murs et les structures). Il y a aussi les zones où se produisent des combustions (i.e. à nouveau le puits de cuve et la chambre d'étalement ainsi que les compartiments adjacents), et les compartiments recevant les gaz chauds issus de combustion et la vapeur dégagée par la trempe du corium (i.e. en particulier la zone d'équipements mais aussi le dôme où des gaz chauds peuvent s'accumuler ou s'écouler).

L'évolution des températures maximales de la surface des différentes structures de l'enceinte est présenté sur la figure [FIG-19.2.2.3.45](#) (comme définis dans □ ; voir légende). Avant que le corium ne quitte le puits de cuve et ne s'écoule dans la chambre d'étalement, les températures maximales de surface □ sont situées au niveau des structures en béton du puits de cuve, près de la surface du corium. Plus haut dans le puits de cuve, les gaz chauds relâchés par le corium brûlent, se mélangeant avec de l'air plus froid provenant de la ventilation. La température du gaz et celle de la surface des structures en béton est alors considérablement réduite □ (cf. figure [FIG-19.2.2.3.43](#)). Pendant ce temps, les structures en acier (autres que le circuit primaire, le liner, ou les boîtiers des recombineurs, qui sont aussi faits d'acier mais définis comme matériaux distincts dans □) sont relativement froides □. La température du liner n'augmente que faiblement □ par rapport à sa température initiale □, l'augmentation de la température des gaz environnants restant limitée ; la température du gaz au sommet du dôme est donnée sur la figure [FIG-19.2.2.3.45](#) □.

A l'ouverture de la trappe fusible, lorsque le corium s'étale dans la chambre d'étalement, les chargements thermiques maximaux changent radicalement : l'hydrogène produit par l'interaction corium/béton brûle et les produits de combustion remontent à travers les compartiments des équipements. La température maximale de surface du béton décroît légèrement □. Durant le laps de temps précédant la trempe □ c'est évidemment le béton de la chambre d'étalement qui présente les températures maximales, le corium s'y trouvant. Au début de la trempe, le corium étant progressivement recouvert par l'eau dans la chambre d'étalement, la température maximale de surface du béton chute rapidement □, le point le plus chaud étant situé, à nouveau, dans le puits de cuve.

Après l'ouverture de la trappe fusible, la température maximale de surface des structures en acier dans l'enceinte (autres que celles constituant le circuit primaire, le liner ou les boîtiers des recombineurs) augmente rapidement □. A cet instant l'hydrogène produit par l'interaction corium/béton dans la chambre d'étalement s'enflamme. Pendant la trempe cette température diminue rapidement dans un premier temps □ car la combustion d'hydrogène est inhibée par la grande quantité de vapeur puis, plus régulièrement, jusqu'à □ la fin de la trempe. Ensuite cette température reste faible et décroît même □ à long terme. Une analyse approfondie révèle que la température maximale de surface des structures en acier, après ouverture de la trappe fusible, est localisée au niveau de l'escalier présent dans la chambre d'étalement. La température du liner augmente elle aussi dans la phase précédant la trempe □ et pendant cette dernière □. Cela est dû à l'augmentation de la température des gaz dans le dôme. Ensuite la température localement la plus élevée décroît lentement et de manière continue comme la température du gaz dans le dôme (voir la figure [FIG-19.2.2.3.46](#)).

Pendant toute la durée de la phase de production d'hydrogène hors cuve la température de surface maximale des boîtiers des recombineurs, reportée sur la [FIG-19.2.2.3.45](#), est significativement supérieure à 100°C. Cela prouve que les recombineurs fonctionnent de manière quasi continue et éliminent de l'hydrogène. La température des recombineurs n'est jamais très élevée □ avec un pic atteint peu avant le début de la trempe. Ce pic n'est pas dû à la recombinaison, mais plutôt aux gaz

chauds, issus de la combustion, qui circulent à proximité et chauffent un recombineur situé dans une zone d'équipements.

La température maximale de surface des murs en béton avant la fin de la trempe [ ] est en réalité une température fictive, puisque le béton commence à fondre aux alentours de 1200° C. Toutefois le processus de fusion n'est pas précisément modélisé avec le code [ ] étant donné qu'il ne permet pas le calcul de la conduction thermique latérale entre cellules solides voisines. Les températures de surface des murs et structures sont donc localement surestimées.

La température maximale du liner de l'enceinte, présentée en figure [FIG-19.2.2.3.46](#), augmente [ ] durant les 2000 premières secondes de la phase hors cuve, à partir de sa valeur initiale [ ]. Elle augmente ensuite plus lentement [ ] durant les 6000 secondes suivantes, avant l'ouverture de la trappe fusible. Entre l'ouverture de la trappe fusible et le début de la trempe [ ], la température maximale du liner augmente rapidement [ ]. Cette augmentation est causée par l'accumulation dans le dôme des gaz chauds issus de la combustion. Ces gaz arrivent dans le dôme en remontant à travers les disques de convection disposés au plafond des compartiments des générateurs de vapeur. En dessous de cette zone la température du liner augmente de manière négligeable au cours de cette courte période. Pendant la trempe, la convection globale, provoquée par la grande quantité de vapeur générée, diffuse ces gaz chauds pratiquement partout à l'intérieur de l'enceinte, en particulier dans le dôme et les parties hautes des compartiments de la zone d'exploitation. La température maximale du liner augmente à ce moment [ ] et atteint son pic [ ] peu après la fin de la trempe. Ensuite elle diminue lentement comme la température des gaz présents dans le dôme.

La température de surface est présentée pour l'ensemble du liner sur la figure [FIG-19.2.2.3.47](#). Avant la trempe du corium la température du liner reste relativement faible [ ] tandis qu'au niveau du sas matériel (la grande ouverture au premier plan des figures) elle se maintient aux alentours [ ] de sa température initiale. Quand la trempe débute, la grande quantité de vapeur produite transporte les gaz chauds de combustion dans le dôme et l'espace annulaire. En conséquence la température augmente pratiquement partout sur le liner. Le pic de température est atteint à la fin de la trempe, avec la formation d'un point chaud [ ] (voir aussi la figure [FIG-19.2.2.3.46](#)). Les régions où la température du liner est proche de sa valeur maximale sont restreintes à des zones limitées du dôme, dans une région annulaire proche du sommet. Cette température est bien inférieure à la température de qualification pour le liner [ ], avec une marge suffisante. De plus, l'incapacité du code [ ] à modéliser la conduction de chaleur latérale, au sein du liner, conduit à surestimer l'importance de ces points chauds. Les résultats obtenus sont donc conservatifs. Même pendant ce pic sur le liner, les températures à proximité du sas matériel et des traversées enceinte des lignes vapeur [ ] restent faibles [ ]. Puisque la convection cesse après la fin de la trempe et que les gaz chauds ne sont plus transportés dans le dôme et l'espace annulaire, à partir des compartiments inférieurs de l'enceinte, le liner se refroidit rapidement et les points chauds disparaissent. 14000 s après la rupture de la cuve [ ] la hauteur au dessus de laquelle les températures restent élevées [ ] est située [ ] bien au dessus du sas matériel et des lignes vapeur.

Pour conclure, pour ce scénario générique les chargements thermiques sur le liner, issus de la combustion continue après la rupture de la cuve, sont bien inférieurs à ceux causés par une éventuelle déflagration d'hydrogène dans le dôme (comme présenté dans le [§ 6.](#)).

### **8.5. IMPACT DE LA MODIFICATION DES PROPRIETES DU BETON SACRIFICIEL**

En raison de contraintes de fabrication, la teneur en eau du béton, pour laquelle les calculs FSAR présentés plus haut ont été effectués, ne peut être atteinte [ ]. En outre, une masse supplémentaire [ ] de béton est considérée. Cette masse, qui n'a pas été incluse dans les calculs initiaux, est due aux six plots en béton sacrificiel (bumpers) installés dans le puits de cuve pour protéger la trappe fusible d'un impact du fond cuve, en cas de chute de ce dernier. Il convient donc de démontrer que l'augmentation de la masse de béton et de sa teneur en eau ne pénalise pas la mitigation des accidents graves. Dans ce but, un nouveau jeu d'hypothèses prenant en compte la nouvelle masse de béton et une teneur en eau augmentée [ ] a été considéré. Les nouveaux débits des gaz calculés permettent d'évaluer, entre autres, les chargements thermiques (en particulier sur le liner), résultants de la combustion du surplus de gaz généré. Dans cet objectif, cette section présente les résultats des calculs avec et sans augmentation de la masse de béton sacrificiel et de son humidité. Les chargements sont comparés à ceux des analyses présentées précédemment.

La nouvelle analyse [ ] considérant l'augmentation de la masse de béton sacrificiel et de son humidité pour un scénario APRP grosse brèche montre que de l'hydrogène supplémentaire est produit par l'interaction corium/béton durant les phases d'interaction corium/béton dans le puits de cuve [ ] et dans la chambre d'étalement [ ]. Puisque l'enceinte est inertée pendant la phase de trempe du corium, les chargements liés à la combustion de cet hydrogène supplémentaire ne surviennent que pendant la période qui la précède. La principale différence dans le nouveau calcul [ ] est une durée prolongée de la phase de rétention du corium dans le puits de cuve. Cela s'explique par la description plus complète du puits de cuve, qui inclut les plots de béton. Cette masse additionnelle de béton et la durée prolongée de l'interaction corium/béton qui en résulte, associées à l'augmentation de la teneur en eau des bétons, augmentent la masse d'hydrogène produite. C'est pourquoi les chargements thermiques engendrés par cette combustion prolongée, surtout ceux sur le liner, doivent être réévalués.

[ ]

Lorsque le corium est dans le puits de cuve, le premier pic de température de surface du liner [ ] est atteint environ 3000 s avant l'ouverture de la trappe fusible. Cette valeur est à comparer à celle des calculs [ ] initiaux pour le même scénario APRP grosse brèche qui conduisent à une valeur [ ] plus faible [ ] au même moment (voir figure [FIG-19.2.2.3.48](#)). Cependant, la température maximale pour le liner survient plus tard dans les deux calculs, après l'inversion des couches dans le puits de cuve et la relocalisation du corium dans la chambre d'étalement suite à l'ouverture de la trappe fusible. Dans les calculs initiaux, ce deuxième pic de température est atteint pour plusieurs raisons. En premier lieu il y a les chargements thermiques induits par la combustion. En deuxième lieu on trouve l'échauffement direct de l'atmosphère de l'enceinte par la surface très chaude du corium étalé dans la phase précédant la trempe. En troisième lieu il y a, finalement, la contribution de la trempe qui transporte la vapeur chaude dans l'enceinte.

Pour le nouveau calcul [ ] mis à jour la situation est quelque peu différente du calcul d'origine. La combustion de l'hydrogène pendant la période plus longue entre l'inversion des couches dans le puits de cuve et l'ouverture de la trappe fusible conduit déjà à une augmentation globale de la température du liner [ ]. La diminution limitée de la température du liner peu avant l'ouverture de la trappe fusible est liée à l'arrêt presque complet de l'échauffement provenant du puits de cuve (production des gaz chauds de l'interaction corium/béton et combustion partielle des gaz combustibles à proximité du point de relâchement). Cet arrêt se produit [ ] après l'inversion des couches dans le puits de cuve. La phase suivante, entre l'ouverture de la trappe fusible et le début de la trempe [ ], conduit dans les deux calculs à un échauffement supplémentaire du liner. Pour le calcul actualisé cela conduit à une température relativement proche (mais inférieure) de la valeur maximale observée dans le calcul d'origine. Dans le calcul d'origine la température du liner est relativement basse au début de la trempe et augmente significativement suite à l'arrivée de l'eau, à cause de l'échauffement provoqué par la vapeur qui se répand dans l'enceinte. Au contraire, dans le calcul actualisé, la température de la vapeur produite pendant la trempe est légèrement inférieure à celle déjà importante du liner et n'entraîne donc pas d'échauffement supplémentaire. Par conséquent, les températures maximales du liner [ ] du calcul d'origine et du calcul actualisé qui considère une production d'hydrogène plus élevée sont comparables.

Dans tous les cas, la température de surface maximale du liner est très inférieure à la température de design [ ], avec des marges suffisantes. Un comportement identique est retrouvé pour le calcul générique du scénario PTAE utilisé comme référence de l'analyse présentée dans les [§ 8.1.](#) à [§ 8.4.](#)

Pour le scénario PTAE, la principale différence dans les nouveaux calculs [ ] est une durée prolongée des phases d'interaction corium/béton. Cela s'explique, comme pour le scénario APRP grosse brèche, par la masse additionnelle de béton qui prolonge la durée globale de l'interaction corium/béton et qui conduit à une masse d'hydrogène produite plus importante. La nouvelle analyse [ ], considérant l'augmentation de la masse de béton sacrificiel et de son humidité, montre que de l'hydrogène supplémentaire est produit durant les phases d'interaction corium/béton dans le puits de cuve [ ] et dans la chambre d'étalement [ ]. L'analyse des caractéristiques de relâchement permet d'identifier trois phases distinctes pendant lesquelles des différences existent entre les calculs initiaux et les nouveaux calculs.

La première différence concerne la phase entre la rupture de la cuve et l'inversion des couches dans le puits de cuve, pendant laquelle de l'hydrogène supplémentaire est produit et relâché [ ]. Cette masse

additionnelle n'impacte pas significativement le risque hydrogène, du fait de la faible augmentation de la concentration dans l'enceinte qui en résulte.

La seconde différence tient au relâchement d'hydrogène durant la phase comprise entre l'inversion des deux couches dans le puits de cuve et l'ouverture de la trappe fusible. C'est durant cette phase que les différences concernant notamment la masse d'hydrogène produite sont les plus importantes. Dans les nouveaux calculs, l'inversion de couches se produit plus tôt, et la durée jusqu'à l'ouverture de la trappe fusible est plus importante. Cela donne lieu à une masse totale d'hydrogène produite par l'ICB bien plus importante au cours de cette phase. Néanmoins, le taux de production de l'hydrogène étant similaire à ce qu'il était au cours des calculs initiaux, on peut s'attendre à des conditions de combustion dans le puits de cuve similaires à celles des calculs initiaux. L'hydrogène en excès, qui ne brûle pas, est relâché sur une durée plus longue vers les compartiments supérieurs de l'enceinte et ne conduit pas à une élévation de la concentration en hydrogène bien au-delà de la limite de combustion dans l'enceinte. Cette limitation de l'augmentation de la concentration résulte aussi de la masse plus importante d'hydrogène qui est recombinaison en continu, du fait de sa concentration légèrement supérieure dans l'enceinte.

Enfin, les résultats concernant l'interaction corium/béton dans la chambre d'étalement indiquent que les conditions ne diffèrent que peu par rapport aux conditions obtenues lors des calculs d'origine. En effet le taux de relâchement d'hydrogène dans la chambre d'étalement est tel que la majorité de l'hydrogène relâché l'est sur le long terme, avec un taux de relâchement faible, et seule une fraction mineure de la masse d'hydrogène relâchée dans la chambre d'étalement l'est avec un taux élevé. De plus, la combustion et la recombinaison éliminent efficacement l'hydrogène généré pendant cette phase tardive.

Finalement, l'évolution des propriétés du béton impacte les calculs originaux principalement pour ce qui est de l'évolution temporelle des scénarios étudiés. Néanmoins, les conditions les plus pénalisantes dans l'enceinte – qui ne dépendent pas de l'évolution temporelle de l'accident – restent très similaires. Le phénomène qui en est à l'origine est le même, l'inversion de couche pendant l'interaction corium/béton dans le puits de cuve, qui conduit à un pic de génération de gaz combustibles et à des nuages d'hydrogène, dans lesquels la concentration laisse envisager une possibilité de combustion. Cependant, les conditions les plus pénalisantes dans l'enceinte pendant les différentes phases de l'interaction corium/béton hors cuve ne présentent pas plus de risques que celles déjà analysées pour la phase en cuve. En effet, quand bien même la masse des nuages de gaz combustibles serait similaire dans les deux phases, l'appauvrissement de l'atmosphère de l'enceinte en oxygène dans la phase hors cuve (conséquence de l'hydrogène recombinaison ou brûlé) réduit substantiellement le risque associé à une combustion de l'hydrogène.

## **9. CONCLUSIONS**

Pour étudier l'efficacité du système de contrôle des gaz combustibles dans l'enceinte du réacteur EPR, trois scénarios accidentels sont sélectionnés. Ils ont été choisis en se basant sur différents critères relatifs au risque hydrogène. Il s'agit du scénario représentatif APRP PB ☐ BF RR (brèche sur la branche froide située dans le compartiment de la pompe primaire de la boucle 2), d'un scénario représentatif APRP PB ☐ PZR RR (brèche au sommet du pressuriseur), un refroidissement rapide par le secondaire étant considéré pour ces deux scénarios. Un scénario extrême APRP PB ☐ BC RP ☐ avec dépressurisation du primaire retardée (brèche sur la branche chaude dans le compartiment du générateur de vapeur de la boucle 2 et refroidissement secondaire partiel) a également été étudié.

L'efficacité du système CONVECT est démontrée. Ce système est conçu, pour supprimer en cas d'accident grave la séparation qui existe dans l'enceinte entre la zone d'équipements et la zone d'exploitation, ce qui permet un meilleur mélange de l'atmosphère par convection. Il est démontré que les recombineurs autocatalytiques passifs parviennent à éliminer efficacement une quantité importante d'hydrogène de l'atmosphère de l'enceinte dès la phase de relâchement d'hydrogène, même si la réduction de l'hydrogène en deçà de la limite d'inflammabilité reste comme prévu un objectif à long terme.

La convection intense, qui dilue les nuages à forte concentration d'hydrogène, prévient efficacement, une accumulation trop importante d'hydrogène, particulièrement dans (i) les compartiments confinés de la zone d'équipements où l'accélération de flamme pourrait potentiellement se transformer en

détonation et (ii) dans les zones supérieures de l'enceinte, telles que le dôme, où même une combustion lente pourrait potentiellement induire des chargements thermiques non négligeables sur les structures sensibles comme le liner de l'enceinte.

Néanmoins, une combustion d'hydrogène dans l'enceinte avant la rupture de la cuve du réacteur ne peut pas être totalement exclue. En cas de combustion lente dans le dôme à un instant pénalisant, c'est à dire lorsqu'une quantité maximale d'hydrogène s'y est accumulée, les chargements thermiques associés, en particulier sur le liner de l'enceinte, restent faibles. De plus, les chargements thermiques locaux dus à la recombinaison continue de l'hydrogène, n'affecte pas le liner au delà des limites admissibles. Si des températures de surface élevées apparaissent, ce n'est que brièvement puisque la conduction diffuse rapidement la chaleur depuis la couche de peinture dans l'épaisseur du liner métallique. Les chargements dynamiques de pression dus à une combustion lente de l'hydrogène sont enveloppés par ceux relatifs à une combustion rapide.

Si une inflammation se produit dans les compartiments confinés de la zone d'équipements au moment le plus défavorable, c'est-à-dire lorsque la concentration d'hydrogène y est élevée et que le nuage pour lequel le critère  $\sigma$  est dépassé a atteint son volume maximum, une combustion rapide peut avoir lieu. Néanmoins, une augmentation de la vitesse de flamme au delà de la vitesse du son, et donc une transition vers une détonation globale dans l'enceinte, peut être exclue avec une marge suffisante. Les pics des chargements dynamiques de pression qui en résultent restent faibles comparés aux limites de dimensionnement de l'enceinte de confinement et des murs internes. Les chargements thermiques associés des structures sensibles sont enveloppés par ceux obtenus lors d'une combustion d'hydrogène dans le dôme.

Après la rupture de la cuve, l'hydrogène et le monoxyde de carbone, produits par l'interaction corium/béton dans le puits de cuve et la chambre d'étalement, brûlent de manière continue à proximité du point de relâchement, les sources d'inflammation y étant abondantes et les conditions locales de combustion favorables. La combustion a lieu dans la partie inférieure du puits de cuve et dans la cheminée située entre le plafond de la chambre d'étalement et la zone d'équipements inférieure qui lui est adjacente. Environ la moitié des gaz combustibles produits ne brûle pas immédiatement mais remonte vers le dôme en traversant la zone d'équipements. Dans ces conditions le risque d'accumulation de l'hydrogène et de combustion rapide associée en cas d'inflammation accidentelle est faible et couvert par les conditions analysées pendant la phase en cuve.

L'analyse considérant l'augmentation de la masse de béton et de sa teneur en eau dans le puits de cuve et l'augmentation de la teneur en eau des bétons dans la chambre d'étalement montre une production accrue de gaz combustibles. Néanmoins le relâchement additionnel d'hydrogène résultant n'affecte pas sensiblement les chargements thermiques. L'évolution temporelle des chargements thermiques présente quelques différences suivant les phases du scénario, mais les valeurs maximales sont pratiquement identiques dans le calcul d'origine et le nouveau calcul.





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 42/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**LISTE DES RÉFÉRENCES**

## **TAB-19.2.2.3.1 POSITION DES RECOMBINEURS DANS LA MODÉLISATION** □

□

**TAB-19.2.2.3.2 CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT  
D'HYDROGÈNE ET CONDITIONS DANS L'ENCEINTE**

Scénario	Masse de H <sub>2</sub> [kg]	Part de H <sub>2</sub> relâchée par la brèche	Part de H <sub>2</sub> relâchée par les vannes de décharge du pressuriseur	Pression dans l'enceinte lors du relâchement [bar]
APRP petite brèche □ BF RR	□	99%	01%	□
APRP petite brèche □ PZR RR	□	99%	01%	□
APRP petite brèche □ BC RP □	□	59%	41%	□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 45/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.3.3 HYDROGÈNE ET VAPEUR RELÂCHÉS PAR  
LA BRÈCHE**

□

## **TAB-19.2.2.3.4 HYDROGÈNE ET VAPEUR RELÂCHÉS PAR LE SYSTÈME DE DÉPRESSURISATION**

□

## TAB-19.2.2.3.5 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE [ ] BF RR

Temps [s]	Événement	Critère	Surface totale [m <sup>2</sup> ]
5	Ouverture d'un disque de convection boucle 2 (côté brèche)	$\Delta P$	[ ]
	Ouverture de [ ] disques de convection boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	[ ]
	Ouverture d'un disque de rupture boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	[ ]
153	Ouverture des disques de convection restants boucle 1 (côté brèche)	$T$	[ ]
	Ouverture des disques de convection restants boucle 2 (côté brèche)	$T$	[ ]
450	Ouverture des volets	$P$	[ ]
149428	Ouverture des disques de convection restants boucle 3 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]
	Ouverture des disques de convection restants boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]

## TAB-19.2.2.3.6 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE □ PZR RR

Temps[s]	Événement	Critère	Surface totale [m <sup>2</sup> ]
4	Ouverture de □ disques de convection boucle 4 (côté brèche)	$\Delta P$	□
	Ouverture d'un disque de rupture boucle 4 (côté brèche)	$\Delta P$	□
	Ouverture d'un disque de convection boucle 1 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	□
	Ouverture d'un disque de convection boucle 2 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	□
17	Ouverture des disques de convection restants boucle 3 (côté brèche)	$T$	□
37	Ouverture des disques de convection restants boucle 4 (côté brèche)	$T$	□
70	Ouverture de □ disques de convection boucle 2 (côté opposé à la brèche)	$T$	□
250	Ouverture des volets	$P$	□
375	Ouverture de □ disques de convection boucle 1 (côté opposé à la brèche)	$T$	□
	Ouverture de □ disques de convection boucle 2 (côté opposé à la brèche)	$T$	□
425	Ouverture des disques de convection restants boucle 2 (côté opposé à la brèche)	$T$	□
915	Ouverture des disques de convection restants boucle 1 (côté opposé à la brèche)	$T$	□

## TAB-19.2.2.3.7 OUVERTURE DU SYSTÈME CONVECT POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE [ ] BC RP [ ]

Temps[s]	Événement	Critère	Surface totale [m <sup>2</sup> ]
4	Ouverture d'un disque de convection boucle 2 (côté brèche)	$\Delta P$	[ ]
	Ouverture de [ ] disques de convection boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	[ ]
	Ouverture d'un disque de rupture boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$\Delta P$	[ ]
90	Ouverture de [ ] disques de convection boucle 1 (côté brèche)	$T$	[ ]
122	Ouverture des disques de convection restants boucle 2 (côté brèche)	$T$	[ ]
126	Ouverture des disques de convection restants boucle 1 (côté brèche)	$T$	[ ]
275	Ouverture des volets	$P$	[ ]
1191	Ouverture de [ ] disques de convection boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]
1200	Ouverture de [ ] disques de convection boucle 3 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]
	Ouverture des disques de convection restants boucle 4 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]
1206	Ouverture des disques de convection restants boucle 3 (côté opposé à la brèche)	$T$	[ ]





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 50/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.3.8 PRESSION AICC**

□

**TAB-19.2.2.3.9 CONDITIONS DANS L'ENCEINTE AU**  
**MOMENT DE L'INFLAMMATION : CALCULS DE**  
**COMBUSTION LENTE – VALEUR MAXIMALE ENTRE**  
**PARENTHÈSES**

□

**TAB-19.2.2.3.10 CONDITIONS DANS L'ENCEINTE AU**  
**MOMENT DE L'INFLAMMATION : CALCULS DE**  
**COMBUSTION RAPIDE – VALEUR MAXIMALE ENTRE**  
**PARENTHÈSES**

□

**TAB-19.2.2.3.11 CARACTÉRISTIQUES DE LA  
COMBUSTION LENTE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 54/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.3.12 TEMPÉRATURES MAXIMALES DU LINER  
MÉTALLIQUE**

□

**TAB-19.2.2.3.13 CARACTÉRISTIQUES DE LA  
COMBUSTION RAPIDE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 56/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.3.14 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 57/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## TAB-19.2.2.3.15 CONCENTRATIONS INITIALES DES GAZ

□



**FIG-19.2.2.3.1 RÉSULTATS LORS DE LA PHASE PRINCIPALE DE  
RELÂCHEMENT DU RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.2 DÉBIT VOLUMIQUE À TRAVERS LES VOLETS**

□

**FIG-19.2.2.3.3 PRESSION DANS L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.3.4 TEMPÉRATURE MOYENNE DE L'ATMOSPHÈRE DE L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.3.5 PRESSION AICC DANS L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.3.6 CONCENTRATIONS D'HYDROGÈNE JUSTE APRÈS  
LE PIC DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE (A GAUCHE) ET 30  
MINUTES APRÈS (A DROITE)**

□

**FIG-19.2.2.3.7 NUAGE POSSÉDANT UNE CONCENTRATION  
D'HYDROGÈNE SUPÉRIEURE À 10% JUSTE APRÈS LE PIC DE  
RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.8 RELACHEMENT D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE  
ET CARACTÉRISTIQUES DE LA RECOMBINAISON**

□



**FIG-19.2.2.3.9 MASSE D'HYDROGÈNE RECOMBINÉE EN  
FONCTION DE L'ÉLEVATION DES RECOMBINEURS □ APRÈS LA  
PHASE PRINCIPALE DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.10 VOLUME DE NUAGES À DIFFÉRENTES  
CONCENTRATIONS D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE**

**FIG-19.2.2.3.11 NUAGE POSSÉDANT UN INDICE  $\Sigma > 1$  JUSTE  
APRÈS LE PIC DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE**



**FIG-19.2.2.3.12 VOLUME DU NUAGE POSSÉDANT UN INDICE  $\Sigma > 1$**   
**DANS L'ENCEINTE ET MASSE D'HYDROGÈNE CONTENUE À**  
**L'INTÉRIEUR DU NUAGE**

□

**FIG-19.2.2.3.13 CARACTÉRISTIQUES DU RELÂCHEMENT DE VAPEUR ET D'EAU**

**FIG-19.2.2.3.14 TEMPÉRATURE DU LINER METALLIQUE JUSTE  
AVANT LA PHASE DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.15 DÉBIT DE RECOMBINAISON ET TAUX DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE**

**FIG-19.2.2.3.16 DÉBIT DE RECOMBINAISON/TAUX DE  
COMBUSTION D'HYDROGÈNE ET TEMPÉRATURE MOYENNE DES  
GAZ DANS L'ENCEINTE**

□



**FIG-19.2.2.3.17 DIFFÉRENTS INSTANTS DU NUAGE DES GAZ DE  
TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE À 100°C POUR UN SCÉNARIO APRP  
PETITE BRÈCHE 10 BC RP 10 (AVEC COMBUSTION)**

10

**FIG-19.2.2.3.18 PRESSION DANS L'ENCEINTE (AVEC  
COMBUSTION)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 76/105

**FIG-19.2.2.3.19 PICS DE TEMPÉRATURE DES GAZ A LA SORTIE DE CERTAINS RECOMBINEURS**

□

**FIG-19.2.2.3.20 TEMPÉRATURE DES GAZ AU MOMENT DU PIC DE DÉBIT DE RECOMBINAISON D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.21 NUAGE DE GAZ DE TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE  
À 1°C PEU APRÈS L'INSTANT DU PIC DE TAUX DE COMBUSTION  
(AVEC COMBUSTION)**

1

**FIG-19.2.2.3.22 TEMPÉRATURE DE SURFACE DU LINER PEU  
APRÈS L'INSTANT DU PIC DE TEMPÉRATURE (SANS  
COMBUSTION)**

□

**FIG-19.2.2.3.23 TEMPÉRATURE DU LINER PEU APRÈS DE  
L'INSTANT DU PIC DE TEMPÉRATURE (AVEC COMBUSTION)**

□

**FIG-19.2.2.3.24 PROFIL DE TEMPÉRATURE DU LINER À  
PLUSIEURS INSTANTS POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE  
BRÈCHE [ ] BC RP [ ]**

[ ]



**FIG-19.2.2.3.25 TEMPÉRATURE DU LINER À DIFFERENTS INSTANTS POUR UN SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE [ ] BC RP [ ] (AVEC COMBUSTION)**

[ ]

**FIG-19.2.2.3.26 MASSE D'HYDROGÈNE DANS L'ENCEINTE, MASSE BRÛLÉE ET TAUX DE COMBUSTION D'HYDROGÈNE**

□

**FIG-19.2.2.3.27 TEMPÉRATURE DES GAZ (EN K) PROCHE DU  
MOMENT DU PIC DE TAUX DE COMBUSTION (A GAUCHE) ET À LA  
FIN DU CALCUL (À DROITE)**

□

**FIG-19.2.2.3.28 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME (M/S) DANS  
L'ENCEINTE SUR TOUTE LA DURÉE DU CALCUL**

□

**FIG-19.2.2.3.29 VITESSE MAXIMALE DE FLAMME (M/S) PROCHE  
DU MOMENT DU PIC**

□

**FIG-19.2.2.3.30 DIFFÉRENCE DE PRESSION À TRAVERS LES MURS DE L'ENCEINTE POUR LES TROIS SCÉNARIOS ÉTUDIÉS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.3

PAGE 88/105

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.3.31 DIFFÉRENCE DE PRESSION À TRAVERS CERTAINS MURS INTERNES**



**FIG-19.2.2.3.32 DIFFÉRENCE MAXIMALE DE PRESSION À  
TRAVERS DIFFÉRENTS MURS INTERNES**

□

□



**FIG-19.2.2.3.33 DÉBIT DE RELÂCHEMENT D'HYDROGÈNE ET DE VAPEUR**

□

**FIG-19.2.2.3.34 MASSES D'HYDROGÈNE ET DE VAPEUR  
RELACHÉES**

□

**FIG-19.2.2.3.35 TEMPÉRATURE DES GAZ ET DES SURFACES DE  
RELÂCHEMENT**

□

**FIG-19.2.2.3.36 DÉBIT D'HYDROGÈNE RELACHÉ ET TAUX  
D'ÉLIMINATION**

□

**FIG-19.2.2.3.37 HYDROGÈNE RELÂCHÉ DANS L'ENCEINTE ET SON  
ÉLIMINATION**

□

**FIG–19.2.2.3.38 NUAGE DE CONCENTRATION D’HYDROGÈNE  
SUPÉRIEURE À 4% DANS L’ENCEINTE : APRÈS LA RUPTURE DE  
CUVE, APRÈS L’OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, À LA FIN  
ET APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM**

□

**FIG-19.2.2.3.39 CONCENTRATION D'HYDROGÈNE, D'OXYGÈNE ET DE VAPEUR DANS LE Puits DE CUVE APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE (FIGURES DE GAUCHE) ET DANS LA CHEMINÉE AU DESSUS DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT APRÈS L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE (FIGURES DE DROITE)**

□

**FIG-19.2.2.3.40 TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LE Puits DE CUVE  
APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE (FIGURES DE GAUCHE) ET  
DANS LA CHEMINÉE AU DESSUS DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT  
APRÈS L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE (FIGURES DE  
DROITE)**

□



**FIG-19.2.2.3.41 MASSE DU NUAGE D'HYDROGÈNE À  
CONCENTRATION SUPÉRIEURE À 4%**

**FIG-19.2.2.3.42 NUAGE POSSÉDANT UN INDICE  $\Sigma > 1$  APRÈS  
L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE**



**FIG-19.2.2.3.43 NUAGE DE GAZ DE TEMPÉRATURE SUPÉRIEURE  
À [ ]°C DANS L'ENCEINTE : APRÈS LA RUPTURE DE CUVE, APRÈS  
L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, PENDANT ET APRÈS LA  
TREMPE DU CORIUM**

[ ]

**FIG–19.2.2.3.44 NUAGE DE CONCENTRATION EN VAPEUR D’EAU  
SUPÉRIEURE À 1% DANS L’ENCEINTE : APRÈS L’OUVERTURE DE  
LA TRAPPE FUSIBLE, AU DÉBUT, À LA FIN ET APRÈS LA TREMPE  
DU CORIUM**

1

**FIG-19.2.2.3.45 TEMPÉRATURE MAXIMALE DE SURFACE DES  
STRUCTURES**

□

**FIG-19.2.2.3.46 TEMPÉRATURE MAXIMALE DU LINER  
MÉTALLIQUE**

**FIG-19.2.2.3.47 TEMPÉRATURE DE SURFACE DU LINER APRÈS  
L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE, AU DÉBUT, À LA FIN ET  
APRÈS LA TREMPÉ DU CORIUM**

□

**FIG-19.2.2.3.48 TEMPÉRATURE MAXIMALE DE SURFACE DU LINER**



## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.4 ÉVALUATION DE LA STABILISATION DU CORIUM. . . . .</b>	<b>9</b>
<b>1. STRATÉGIE PRINCIPALE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>1.1. DÉVERSEMENT DU CORIUM DE LA CUVE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>1.2. RÉTENTION TEMPORAIRE DANS LE Puits DE CUVE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>1.3. OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE ET ÉTALEMENT DU         CORIUM . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>1.4. NOYAGE, TREMPE ET REFROIDISSEMENT DU CORIUM . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>1.5. LE REFROIDISSEMENT À LONG TERME . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2. CARACTÉRISTIQUES DES MÉLANGES DE CORIUM ET DU BÉTON SACRIFICIEL . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2.1. SÉLECTION DES MATÉRIAUX SACRIFICIELS POUR LE Puits DE         CUVE . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>2.2. SÉLECTION DU MATÉRIAU SACRIFICIEL DE LA CHAMBRE         D'ÉTALEMENT . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2.3. CALCUL DES PROPRIÉTÉS THERMO-PHYSIQUES DU CORIUM</b>	<b>15</b>
<b>2.3.1. GÉNÉRALITÉS . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>2.3.2. VISCOSITÉ . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3. ANALYSE EFFECTUÉE . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.1. ANALYSE DE LA RÉTENTION DU CORIUM DANS LE Puits DE         CUVE . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.1.1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>3.1.2. DÉMARCHE DE VALIDATION . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>3.1.3. MODÉLISATION DE LA SÉQUENCE GÉNÉRIQUE DE             DÉVERSEMENT DU CORIUM . . . . .</b>	<b>17</b>
<b>3.1.4. HYPOTHÈSES DU DÉVERSEMENT INITIAL DU CORIUM             ENTIÈREMENT MÉTALLIQUE . . . . .</b>	<b>19</b>
<b>3.1.5. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>19</b>
<b>3.1.6. CONCLUSION SUR LA RÉTENTION TEMPORAIRE DU CORIUM             DANS LE Puits DE CUVE . . . . .</b>	<b>23</b>
<b>3.1.7. MASSES ET ÉNERGIES LIBÉRÉES DANS LE Puits DE CUVE             SUITE À L'INTERACTION CORIUM/BÉTON . . . . .</b>	<b>23</b>

<b>3.2. ANALYSE DE L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>3.2.1. DÉMARCHE DE VALIDATION ET HYPOTHÈSES PRINCIPALES</b>	<b>24</b>
<b>3.2.2. DESCRIPTION DU MODÈLE . . . . .</b>	<b>25</b>
<b>3.2.3. RÉSULTATS OBTENUS . . . . .</b>	<b>26</b>
<b>3.3. ANALYSE DE L'ÉTALEMENT DU CORIUM . . . . .</b>	<b>27</b>
<b>3.3.1. ANALYSE DE L'ÉTALEMENT AVEC LE CODE <span style="color: red;">□</span> . . . . .</b>	<b>27</b>
<b>3.3.2. ESTIMATION DE L'ÉTALEMENT DU CORIUM (MODÈLE         EMPIRIQUE) . . . . .</b>	<b>29</b>
<b>3.3.3. ANALYSE DE L'ÉTALEMENT DU CORIUM À L'AIDE DE         L'APPROCHE RIT . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>3.4. ANALYSE DE L'INTERACTION CORIUM-BÉTON DANS LA         CHAMBRE D'ÉTALEMENT . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>3.4.1. HYPOTHÈSES SPÉCIFIQUES . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>3.4.2. RÉSULTATS OBTENUS . . . . .</b>	<b>35</b>
<b>3.5. NOYAGE ET TREMPÉ DU CORIUM . . . . .</b>	<b>36</b>
<b>3.5.1. PRINCIPAUX PHÉNOMÈNES . . . . .</b>	<b>36</b>
<b>3.5.2. MODÉLISATION UTILISÉE . . . . .</b>	<b>39</b>
<b>3.5.3. RÉSULTATS OBTENUS . . . . .</b>	<b>41</b>
<b>3.6. ANALYSE DE LA RÉTENTION DU CORIUM À LONG TERME :         CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LA STRUCTURE MÉTALLIQUE DU         RECUPERATEUR . . . . .</b>	<b>41</b>
<b>3.6.1. ESTIMATION ENVELOPPE . . . . .</b>	<b>41</b>
<b>3.6.2. PRINCIPALES HYPOTHÈSES . . . . .</b>	<b>42</b>
<b>3.6.3. MODÉLISATION CHOISIE . . . . .</b>	<b>43</b>
<b>3.6.4. RÉSULTATS OBTENUS . . . . .</b>	<b>44</b>
<b>3.6.5. ANALYSE DE LA STRUCTURE DE REFROIDISSEMENT LATÉRAL         DU RÉCUPÉRATEUR . . . . .</b>	<b>46</b>
<b>3.6.6. CONCLUSION SUR LE REFROIDISSEMENT DU CORIUM . . .</b>	<b>46</b>
<b>3.7. ÉVACUATION DE CHALEUR À LONG TERME DE L'ENCEINTE .</b>	<b>47</b>
<b>3.8. PRISE EN COMPTE DES PLOTS EN BÉTON ET DE         L'AUGMENTATION DE LA TENEUR EN EAU DU BÉTON DU PUIS DE         CUVE . . . . .</b>	<b>47</b>
<b>3.8.1. RELOCALISATION DU CORIUM DANS LE PUIS DE CUVE .</b>	<b>47</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 3/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

<b>3.8.2. PERCEMENT DE LA TRAPPE FUSIBLE ET ÉVACUATION DU CORIUM DU Puits DE CUVE . . . . .</b>	<b>48</b>
<b>3.8.3. CONDITIONNEMENT DU CORIUM POUR L'ÉTALEMENT . . .</b>	<b>48</b>
<b>3.8.4. CHARGEMENTS THERMIQUES DU RÉCUPÉRATEUR DE CORIUM . . . . .</b>	<b>50</b>
<b>3.8.5. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>50</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES : . . . . .</b>	<b>51</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.2.2.4.1 COMPOSITION, DENSITÉ ET PROPRIÉTÉS DE DÉCOMPOSITION DES BÉTONS DU Puits DE CUVE ET DE LA ZONE D'ÉTALEMENT .....</b>	<b>54</b>
<b>TAB-19.2.2.4.2 MASSES DES COMPOSANTS DE CORIUM INITIALEMENT DÉVERSÉES DE LA CUVE ET TEMPÉRATURES INITIALES DE CORIUM .....</b>	<b>55</b>
<b>TAB-19.2.2.4.3 SYNTHÈSE DES CALCULS [ ] .....</b>	<b>56</b>
<b>TAB-19.2.2.4.4 SYNTHÈSE DES CALCULS CONSIDÉRANT UN PREMIER ÉCOULEMENT DE CORIUM UNIQUEMENT MÉTALLIQUE .....</b>	<b>57</b>
<b>TAB-19.2.2.4.5 VISCOSITÉ CALCULÉE DES BAINS DE CORIUM OXYDE AU DÉBUT DE L'ÉCOULEMENT POUR TOUS LES CAS ANALYSÉS .....</b>	<b>58</b>
<b>TAB-19.2.2.4.6 TEMPÉRATURE D'INTERFACE UTILISÉES POUR LES ANALYSES DE L'OUVERTURE DE LA TRAPPE .....</b>	<b>59</b>
<b>TAB-19.2.2.4.7 COMPOSITION DU CORIUM TELLE QUE CALCULÉE AVEC [ ] AU MOMENT OU LA TRAPPE CÈDE DANS LE CAS D'UN SCÉNARIO D'APRP PETITE BRÈCHE AVEC DÉVERSEMENT TARDIF DU CORIUM DE LA CUVE.....</b>	<b>60</b>
<b>TAB-19.2.2.4.8 PROPRIÉTÉS INITIALES DU CORIUM ET DES MATÉRIAUX UTILISÉES POUR LES CALCULS RELATIFS À L'ÉTALEMENT AVEC LE CODE [ ] .....</b>	<b>61</b>
<b>TAB-19.2.2.4.9 SÉLECTION DE RÉSULTATS [ ] CONCERNANT LA PROPAGATION DU CORIUM DANS LA ZONE D'ÉTALEMENT (CAS 1-3).....</b>	<b>62</b>
<b>TAB-19.2.2.4.10 CONDITIONS INITIALES DU CORIUM POUR L'ANALYSE DE L'INTERACTION CORIUM-BÉTON DANS LA ZONE D'ÉTALEMENT (SCÉNARIO APRP PETITE BRÈCHE).....</b>	<b>63</b>
<b>TAB-19.2.2.4.11 PROPRIÉTÉS DU CORIUM A L'ISSUE DE L'INTERACTION CORIUM-BÉTON DANS LA ZONE D'ÉTALEMENT ET PARAMÈTRES DE TREMPÉ ET DE FRAGMENTATION DE CORIUM.....</b>	<b>64</b>
<b>TAB-19.2.2.4.12 DÉBIT DE VAPEUR CALCULÉ POUR LES DEUX DÉBITS DE NOYAGE [ ].....</b>	<b>65</b>

**TAB-19.2.2.4.13 CARACTÉRISTIQUES DU CORIUM MÉTALLIQUE/OXYDE ET DE LA STRUCTURE DE REFROIDISSEMENT UTILISÉES POUR L'ANALYSE DES CHARGEMENTS THERMIQUES À LONG TERME..... 66**

**TAB-19.2.2.4.14 COMPARAISON DES CARACTÉRISTIQUES DE LA PHASE D'INTERACTION CORIUM/BÉTON AU MOMENT DE L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE ..... 67**

**FIGURES :**

**FIG-19.2.2.4.1 PRINCIPALES STRUCTURES DU CONCEPT EPR DE RÉTENTION DE CORIUM..... 68**

**FIG-19.2.2.4.2 SCHÉMA DE MODÉLISATION APPLIQUÉ À LA SÉQUENCE GÉNÉRALE DE DÉVERSEMENT DU CORIUM HORS DE LA CUVE ..... 69**

**FIG-19.2.2.4.3 PROGRESSION DU FRONT D'ABLATION DANS LA DIRECTION AXIALE, POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE ..... 70**

**FIG-19.2.2.4.4 TEMPÉRATURE DU FOND\_DE\_CUVE EN FONCTION DE LA PROFONDEUR D'ABLATION (A) ET DE LA DÉCOMPOSITION DU BÉTON (B) POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE ..... 71**

**FIG-19.2.2.4.5 COMPARAISON DES SÉQUENCES GÉNÉRIQUES DE DÉVERSEMENT UTILISÉES DANS LES ÉTUDES PARAMÉTRIQUES, AVEC LES SÉQUENCES DE DÉVERSEMENT OBTENUES POUR LES SCÉNARIOS SPÉCIFIQUES CALCULÉS □ ..... 72**


**FIG-19.2.2.4.6 TEMPÉRATURE DU CORIUM MÉTALLIQUE EN FONCTION DU TEMPS – CAS POUR LESQUELS LE PREMIER ÉCOULEMENT EST UNIQUEMENT MÉTALLIQUE ..... 73**

**FIG-19.2.2.4.7 PROGRESSION DU FRONT D'ABLATION AXIAL – CAS POUR LESQUELS LE PREMIER ÉCOULEMENT EST UNIQUEMENT MÉTALLIQUE ..... 74**

**FIG-19.2.2.4.8 ÉVOLUTION DE LA COMPOSITION DU CORIUM OXYDE POUR LE CAS 60%E-L ..... 75**

<b>FIG-19.2.2.4.9 ÉVOLUTION DE LA MASSE DE BÉTON ABLATÉ POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE .....</b>	<b>76</b>
<b>FIG-19.2.2.4.10 COMPOSITION DU CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE .....</b>	<b>77</b>
<b>FIG-19.2.2.4.11 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DE LIQUIDUS DU CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE .....</b>	<b>78</b>
<b>FIG-19.2.2.4.12 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DU CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE.....</b>	<b>79</b>
<b>FIG-19.2.2.4.13 ÉVOLUTION DE LA FRACTION VOLUMÉTRIQUE SOLIDE DANS LE CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE .....</b>	<b>80</b>
<b>FIG-19.2.2.4.14 MASSE DE H<sub>2</sub>O GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS DE CUVE.....</b>	<b>81</b>
<b>FIG-19.2.2.4.15 MASSE DE H<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS DE CUVE.....</b>	<b>82</b>
<b>FIG-19.2.2.4.16 MASSE DE CO<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS DE CUVE.....</b>	<b>83</b>
<b>FIG-19.2.2.4.17 MASSE DE CO GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS DE CUVE.....</b>	<b>84</b>
<b>FIG-19.2.2.4.18 TEMPÉRATURE DE RELÂCHEMENT DES GAZ GÉNÉRÉS PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS DE CUVE .....</b>	<b>85</b>
<b>FIG-19.2.2.4.19 CONFIGURATIONS POSSIBLES DU CORIUM DANS LE PUIITS DE CUVE À LA FIN DE L'ICB ET SÉQUENCES DE DÉVERSEMENT (RS) RÉSULTANTES .....</b>	<b>86</b>
<b>FIG-19.2.2.4.20 SÉQUENCES DE DÉVERSEMENT DU PUIITS DE CUVE POUR DIVERSES CONFIGURATIONS.....</b>	<b>87</b>
<b>FIG-19.2.2.4.21 SÉQUENCE DE SURFACES LIBRES À DIFFÉRENTS INSTANTS POUR LE CAS RÉFÉRENCE D'UN ÉTALEMENT DE CORIUM MÉLANGÉ (CAS 3) .....</b>	<b>88</b>
<b>FIG-19.2.2.4.22 DÉVELOPEMENT DE LA HAUTEUR DE LA SURFACE LIBRE LE LONG DE L'AXE CENTRAL POUR LE CAS RÉFÉRENCE D'UN ÉTALEMENT DE CORIUM MÉLANGÉ (CAS 3).....</b>	<b>89</b>

<b>FIG-19.2.2.4.23 FLUX DE CHALEUR INTÉGRÉ (PAR UNITÉ DE SURFACE) DANS LA COUCHE DE ZIRCONE DU CANAL DE TRANSFERT PENDANT L'ÉCOULEMENT DU CORIUM .....</b>	<b>90</b>
<b>FIG-19.2.2.4.24 PROGRESSION DU FRONT AXIAL D'ABLATION DURANT L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE RECUPERATEUR DE CORIUM .....</b>	<b>91</b>
<b>FIG-19.2.2.4.25 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DES CORIUM OXYDE ET MÉTALLIQUE DURANT L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE RÉCUPÉRATEUR DE CORIUM.....</b>	<b>92</b>
<b>FIG-19.2.2.4.26 MASSE DE H<sub>2</sub>O GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT.....</b>	<b>93</b>
<b>FIG-19.2.2.4.27 MASSE DE H<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT.....</b>	<b>94</b>
<b>FIG-19.2.2.4.28 MASSE DE CO<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT.....</b>	<b>95</b>
<b>FIG-19.2.2.4.29 MASSE DE CO GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION CORIUM- BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT.....</b>	<b>96</b>
<b>FIG-19.2.2.4.30 ENTHALPIE SPÉCIFIQUE DU CORIUM OXYDE FONCTION DE LA TEMPÉRATURE, UTILISÉE POUR DÉTERMINER LA PRODUCTION DE VAPEUR DUE AU NOYAGE.....</b>	<b>97</b>
<b>FIG-19.2.2.4.31 FRACTION VOLUMIQUE SOLIDE DU CORIUM OXYDE FONCTION DE LA TEMPÉRATURE .....</b>	<b>98</b>
<b>FIG-19.2.2.4.32 REPRÉSENTATION DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT, D'UN DE SES ÉLÉMENTS (EN HAUT) ET DE SES DIMENSIONS (EN BAS).....</b>	<b>99</b>
<b>FIG-19.2.2.4.33 CAS DE BASE (CALCUL N°1).....</b>	<b>100</b>
<b>FIG-19.2.2.4.34 CAS DE BASE (CALCUL N°1).....</b>	<b>101</b>
<b>FIG-19.2.2.4.35 CAS DE BASE (CALCUL N°1).....</b>	<b>102</b>
<b>FIG-19.2.2.4.36 CAS DE BASE MAIS FRAGMENTATION NULLE EN SURFACE (CALCUL N°2).....</b>	<b>103</b>
<b>FIG-19.2.2.4.37 CAS DE BASE AVEC CONTACT DIRECT ENTRE LE CORIUM MÉTALLIQUE ET LA PLAQUE DE REFROIDISSEMENT (CALCUL N°3).....</b>	<b>104</b>

<b>FIG–19.2.2.4.38 CAS DE BASE AVEC CONTACT DIRECT ENTRE LE CORIUM MÉTALLIQUE ET LA PLAQUE DE REFROIDISSEMENT (CALCUL N°3).....</b>	<b>105</b>
<b>FIG–19.2.2.4.39 ÉVOLUTION DES FLUX THERMIQUES DESCENDANTS CALCULÉS DANS LA STRUCTURE DE REFROIDISSEMENT POUR LES DIFFÉRENTS CAS PARAMÉTRIQUES LISTÉS CI-DESSOUS .....</b>	<b>106</b>
<b>FIG–19.2.2.4.40 SCHÉMA REPRÉSENTANT LA SITUATION PENDANT LE REFROIDISSEMENT PASSIF DU CORIUM, LES NIVEAUX D’EAU À L’EQUILIBRE DANS LE PUIT ET DANS LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT CONSÉCUTIFS À L’ÉCOULEMENT GRAVITAIRE D’EAU PROVENANT DE L’IRWST .....</b>	<b>107</b>
<b>FIG–19.2.2.4.41 ÉVOLUTION DE LA VISCOSITÉ DU CORIUM OXYDE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE (APRP PETITE BRÈCHE) .....</b>	<b>108</b>
<b>FIG–19.2.2.4.42 ÉVOLUTION DE LA FRACTION VOLUMIQUE SOLIDE DU CORIUM OXYDE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE (APRP PETITE BRÈCHE)  .....</b>	<b>109</b>



## **.19.2.2.4 ÉVALUATION DE LA STABILISATION DU CORIUM**

### **1. STRATÉGIE PRINCIPALE**

En raison de la puissance nominale élevée, une solution de rétention du corium en cuve par refroidissement externe de la cuve a été exclue pour le réacteur EPR dès le début du projet. C'est une stratégie de rétention du corium hors cuve qui a été choisie. Elle est basée sur l'étalement du corium sur une grande surface, ce qui accroît le rapport entre la surface et le volume du corium (diminution du flux) et donc aussi l'efficacité du refroidissement.

Le récupérateur de corium se trouve dans un compartiment dédié situé au même niveau que le puits de cuve. En fonctionnement normal, il n'y a pas de communication entre le puits de cuve et la chambre d'étalement ; une ouverture est prévue pour l'écoulement du corium uniquement en cas d'accident grave. Grâce à cette séparation, le récupérateur situé dans la chambre d'étalement est protégé des sollicitations importantes consécutives à la rupture de cuve. De plus, un noyage involontaire du récupérateur lors du fonctionnement normal du réacteur ne peut pas initier un accident. Grâce à cette indépendance entre les dispositions constructives vis-à-vis des accidents graves et les systèmes du fonctionnement normal du réacteur, il n'y a pas de risque de perturber le bon fonctionnement de chacun des systèmes lors des conditions de fonctionnement normales ou accidentelles du réacteur pour lesquelles ils sont prévus.

Pour favoriser l'étalement du corium sur la surface du récupérateur, le concept du réacteur EPR fait intervenir une phase préliminaire de rétention temporaire du corium dans le puits de cuve. Cette stratégie est justifiée par la présomption que le déversement du corium de la cuve ne se produira pas en une seule coulée, mais en plusieurs. Cette rétention temporaire est assurée par la présence d'une couche de béton sacrificiel que le corium devra éroder avant de quitter le puits de cuve. La rétention temporaire et l'ajout du béton sacrificiel au corium sont destinés à collecter le corium de la cuve et à uniformiser le spectre de ses caractéristiques à l'issue du processus de rétention. Cela est nécessaire pour que le processus d'étalement et l'ensemble des mesures prévues pour la stabilisation du corium soient indépendants des incertitudes liées aux conditions de rupture de la cuve et aux conditions de déversement du corium dans le puits de cuve.

Dans le récupérateur, le corium étalé se stabilise sous l'effet de son noyage et de son refroidissement. Une interaction avec le béton du génie civil doit être évitée pour se prémunir des risques suivants :

- une fragilisation des structures porteuses et une percée de la peau métallique d'étanchéité du radier,
- un réchauffement à long terme et une déformation mécanique du radier et de l'enceinte de confinement,
- un relâchement prolongé de gaz incondensables.

Le refroidissement du corium étalé s'effectue de manière totalement passive grâce à l'injection d'eau de l'IRWST autour des parois du récupérateur. Quand le niveau de l'eau devient supérieur à celui des parois latérales du récupérateur, l'eau vient recouvrir et noyer le bain de corium. Il est possible que l'EVU puisse aussi injecter de l'eau de façon active sous le récupérateur : cela interrompt alors l'évaporation de l'eau et permet d'atteindre une pression proche de la pression atmosphérique dans l'enceinte, à long terme. Le concept du réacteur EPR de stabilisation du corium est caractérisé par les phases suivantes (voir figure [FIG-19.2.2.4.1](#)) :

- la rupture de la cuve et le déversement du corium qui s'ensuit,
- la rétention temporaire des matériaux dans le puits de cuve,
- l'ouverture de la trappe fusible vers le canal de transfert et la vidange du corium accumulé,
- l'étalement du corium sur le récupérateur,
- le noyage passif et la trempe du corium étalé,
- le refroidissement et l'évacuation de la chaleur sur le long terme par l'EVU (voir section 6.2.7).

De manière passive, le corium se transforme en une configuration refroidissable, sans nécessiter l'intervention d'un opérateur ni l'utilisation de systèmes actifs internes ou externes à l'enceinte pendant les 12 premières heures de l'accident grave.

Les différentes phases mentionnées ci-dessus, les dispositifs associés et leurs principes de fonctionnement sont décrits dans les paragraphes suivants.

### **1.1. DÉVERSEMENT DU CORIUM DE LA CUVE**

La dégradation du cœur commence quand toutes les mesures de sauvegarde ont échoué à le maintenir dans une configuration refroidissable. Le processus de fusion du cœur dépend du scénario de l'accident et de l'état initial du cœur qui peuvent être variables. Le réflecteur lourd du réacteur EPR influence la relocalisation du corium puisqu'il le maintient dans la partie active du cœur ce qui conduit à la formation d'un bain de corium pouvant recouvrir de manière transitoire la plaque support inférieure du cœur. On peut s'attendre à ce que ce bain contienne essentiellement des oxydes. Les transferts de chaleur dans le bain seront contrôlés par la convection naturelle.

Dans le bain de corium (et cela, sans que celui-ci soit recouvert par une couche de métal) le flux thermique latéral étant plus important que celui au fond du bain, on prévoit que le corium traversera le réflecteur lourd latéralement avant que la plaque support inférieure du cœur ne cède. Ceci correspond aux prédictions théoriques et aux résultats expérimentaux obtenus, par exemple dans le cadre des essais BALI (voir [Réf \[20\]](#)), COPO (voir [Réf \[21\]](#)), FOREVER (voir [Réf \[22\]](#)). Suite à une brèche latérale du réflecteur lourd, toute la partie du bain de corium située au-dessus de la brèche se relocalise dans le fond de la cuve. On s'attend ensuite à des coulées successives dont la cinétique sera contrôlée par le processus de dégradation du cœur et par l'élargissement progressive de la brèche dans le réflecteur lourd du fait de l'écoulement de corium.

Dans le fond de cuve, le bain et les débris de corium en provenance du cœur subiront tout d'abord une trempe dans l'eau résiduelle du fond de cuve puis commenceront ensuite à former un nouveau bain de corium du fait de l'échauffement induit par la puissance résiduelle. D'après les résultats du projet MVI (voir [Réf \[1\]](#)), la rupture de cuve sera locale, et surviendra un peu en dessous de l'interface entre le corium oxyde et la couche métallique. Cette rupture conduira au déversement du corium situé au dessus du niveau de la brèche ce qui marquera le début de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve.

Le corium restant dans la cuve se répartit entre le fond de cuve et la plaque support de cœur. La puissance résiduelle maintient un échauffement continu du cœur et des autres structures internes de la cuve, ce qui entraîne leur fusion. La partie inférieure du fond de cuve est en outre, exposée au rayonnement thermique émanant de la surface du mélange corium/béton présent dans le puits de cuve. La phase de dégradation en cuve s'achève avec la relocalisation dans le puits de cuve du corium resté en cuve et de la partie rompue de la cuve qui sont alors incorporés au mélange corium/béton.

### **1.2. RÉTENTION TEMPORAIRE DANS LE PUIT DE CUVE**

Les conditions initiales de stabilisation du corium sont déterminées par le scénario et l'évolution de la dégradation du cœur en cuve, par la relocalisation du corium dans le fond de cuve rempli partiellement d'eau, et pour finir, par le déversement du corium à la suite de la rupture du fond de cuve. Pour que le concept EPR de stabilisation du corium puisse couvrir les incertitudes inhérentes à la prédiction de ces phénomènes (variabilité, complexité), une phase préliminaire de rétention temporaire et d'accumulation du corium dans le puits de cuve est assurée.

L'introduction de cette phase de rétention permet de prendre en compte le fait que, très probablement, le déversement du corium de la cuve ne s'effectuera pas en une coulée, mais progressivement en plusieurs. Sans la rétention temporaire, le déversement du corium conduirait à des conditions mal définies, voire éventuellement défavorables au transfert du corium vers le récupérateur.

Cette rétention temporaire permet de collecter tout le corium issu de la dégradation du cœur puis de l'étaler en une seule coulée sur le récupérateur. Cette rétention temporaire repose sur la présence d'une couche de béton sacrificiel que le corium devra éroder avant de quitter le puits de cuve. La

durée de la phase de rétention (temps nécessaire à la pénétration de la couche de béton sacrificielle et à la destruction de la trappe fusible) garantira, même dans le cas d'un premier déversement incomplet du corium, que tout le cœur se retrouvera dans le puits de cuve au moment de l'ouverture de la trappe fusible.

Le puits de cuve est conçu pour résister aux chargements résultant d'une rupture de la cuve [1]. Ces chargements incluent les jets sous pression de corium et l'éventuel impact mécanique lié à une chute du fond de la cuve. Ce dernier est absorbé par six plots en béton situés à la périphérie du puits de cuve (« bumpers ») et qui protègent également la trappe fusible à l'entrée du canal de transfert entre le puits de cuve et la chambre d'étalement (voir figure [FIG-19.2.2.4.1](#)). L'influence limitée de ces plots en béton sur le système de récupération et de stabilisation est analysée au [§ 3.8.](#)

La couche de béton sacrificiel est renforcée par une protection (voir « couche de protection » sur la figure [FIG-19.2.2.4.1](#)) qui protège la structure porteuse de la cuve et confine le corium en cas d'ablation locale du béton sacrificiel. Cette protection guide également le corium vers la trappe fusible. Elle est composée d'une couche d'un matériau réfractaire, la zircone, dont la stabilité thermomécanique a été démontrée par les essais en matériaux réels réalisés dans le cadre du programme expérimental CORESA (voir [Réf \[2\]](#)).

Des tubulures de sortie de ventilation reliées à un canal de ventilation cylindrique sont situées dans la paroi du puits de cuve, au-dessus du niveau de la zircone. La section totale de ces ouvertures est d'environ 1 m<sup>2</sup>. Elles servent à refroidir les parois en béton du puits. L'air arrive par un tuyau d'alimentation résistant à la pression situé dans le plafond de la chambre d'étalement. Pour des conditions de rupture de cuve en pression, il se pourrait théoriquement qu'une partie du corium dispersé pénètre dans le conduit de ventilation. Cependant, les résultats des essais DISCO (voir [Réf \[25\]](#)), appliqués à une géométrie EPR à échelle réduite, ont démontré que la quantité totale de corium qui entrerait dans le conduit serait négligeable.

L'aménagement d'une épaisseur de béton sacrificiel sur les parois du puits de cuve confère au concept retenu une propriété d'auto-ajustement favorable à l'accumulation de tout le corium avant l'ouverture de la trappe fusible. En effet, pour procéder à l'ablation d'une quantité définie de béton, le corium doit aussi dissiper une quantité définie de puissance résiduelle. Par exemple, une faible masse de corium déversée lors d'une première coulée de la cuve conduira à une puissance résiduelle faible et à des temps de rétention plus longs permettant l'arrivée du reste du corium avant l'ouverture de la trappe fusible. Cet auto-ajustement permet d'avoir un processus d'accumulation indépendant du scénario de déversement du corium et de l'instant de rupture de la cuve, instant qui détermine le début de l'interaction corium/béton (ICB) et donc la puissance résiduelle à considérer pendant l'ICB.

Cette indépendance est accentuée par le fait que la cuve, le corium, le mélange résultant de l'interaction corium/béton et le béton sacrificiel forment un système adiabatique couplé. La cuve n'est pas uniquement chauffée de l'intérieur, mais aussi de l'extérieur, par le rayonnement thermique émanant de la surface du mélange corium/béton présent dans le puits de cuve. Le flux thermique de rayonnement correspondant est du même ordre de grandeur que le flux de chaleur échangé entre le bain de corium et le béton, en raison des gaz produits par l'interaction corium/béton qui favorisent l'homogénéisation des flux aux frontières du bain. Par conséquent, la vitesse d'ablation du béton est nécessairement liée à celle du réchauffement de la cuve et à sa rupture.




La position de la trappe fusible et la frontière imposée par la couche de briques réfractaires, pré-déterminent la quantité totale de béton interagissant au cours de la phase de rétention temporaire. Les caractéristiques du corium dépendant de la fraction de béton intégré, ceci permet d'obtenir des propriétés physiques du corium, contenues dans une plage limitée de valeurs à la fin de la phase de rétention. Les analyses montrent que la température du corium sera supérieure de plusieurs centaines de degrés à sa température<sup>1</sup> d'immobilisation, ce qui assurera une faible viscosité et favorisera son étalement.


La présence de béton sacrificiel dans le puits de cuve permet donc d'uniformiser le spectre des caractéristiques du corium à la fin du processus de rétention pour les différents scénarios. On obtient


1. La température d'immobilisation est la température pour laquelle tout écoulement s'arrête. Elle est définie comme la température pour laquelle la fraction volumique solide atteint 50%.

ainsi un processus d'étalement et de stabilisation indépendants des incertitudes relatives aux conditions de rupture de cuve et de déversement du corium.

### **1.3. OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE ET ÉTALEMENT DU CORIUM**

A l'issue de la phase de rétention, le corium détruit la trappe fusible et accède à l'entrée du canal de transfert. Le bouchon fusible  comporte trois parties: un couvercle de béton sacrificiel , une plaque de métal (alliage aluminium / magnésium)  et une structure support qui maintient le bouchon en place pendant le fonctionnement normal du réacteur. Pour permettre une inspection en service de la cuve, il est possible de retirer ce bouchon par le canal de transfert.

Le couvercle en béton du bouchon fait partie intégrante de la couche de béton sacrificiel du puits de cuve et a la même épaisseur, (voir figure [FIG-19.2.2.4.1](#)).  En raison de l'importance du diamètre du puits de cuve, le front d'ablation est relativement homogène et le contact se fait sur toute la surface assez rapidement.

En raison de sa température de fusion peu élevée, la fusion de la trappe est inévitable, car sa face inférieure n'est pas refroidie. Le débit de déversement de corium qui en résulte après ouverture de la trappe sur toute sa surface est  très suffisante pour acheminer le corium dans le récupérateur.

Des distances d'étalement sur des grandes surfaces analogues à celles du récupérateur du réacteur EPR ont été observées dans des essais avec du corium réel dans le cadre du projet EU-COMAS (voir [Réf \[4\]](#)) avec des débits de déversement de 100 kg/s, et même pour des débits inférieurs. Ces débits correspondent à une section disponible d'écoulement inférieure à 0,01 m<sup>2</sup>, soit deux ordres de grandeur inférieure à celle de la trappe complètement ouverte. Il est à noter que la formation d'un trou d'une si petite taille dans la trappe n'est physiquement pas plausible.

Si la trappe fusible commence à céder avant d'atteindre sa section d'ouverture complète, le diamètre de la brèche augmentera progressivement en raison du transfert de chaleur induit par l'écoulement de corium. Compte tenu du mécanisme d'élargissement de la brèche, la décharge du corium a tendance à s'auto-ajuster : dans le cas d'une petite ouverture initiale, la durée du déversement et la durée de l'interaction qui l'accompagnent seront proportionnellement plus longues. Ce processus est présenté dans le [§ 3.2.](#).

Après avoir détruit la trappe, le corium s'écoule dans le canal de transfert et se déverse finalement sur la surface en béton du récupérateur. Le processus d'étalement s'effectue essentiellement à sec. Ceci est dû au fait que la chambre d'étalement est un cul-de-sac et qu'elle est isolée du reste de l'enceinte. Il n'est donc pas possible que de l'eau provenant de l'aspersion ou de fuites y pénètre directement. Seule une quantité limitée de condensats peut se former à l'intérieur de cette zone, ce qui n'affecte pas le processus d'étalement.

### **1.4. NOYAGE, TREMPE ET REFROIDISSEMENT DU CORIUM**

Le récupérateur de corium est un creuset de faible profondeur. Son fond et ses parois latérales sont assemblés à partir d'un grand nombre d'éléments en fonte. Ces éléments sont reliés à l'aide d'une technique d'encastrement. Grâce à cet assemblage souple, la structure ainsi créée est dotée d'une grande résistance à la dilatation thermique et aux déformations dues aux gradients de température. Afin d'améliorer les transferts de chaleur en partie inférieure, les éléments de la partie basse (partie horizontale de la structure) possèdent des ailettes formant des canaux de refroidissement rectangulaires et horizontaux (voir figure [FIG-19.2.2.4.32](#)).

Les éléments des parois latérales sont moins épais que ceux du fond et sont empilés à l'intérieur de structures verticales en forme de poutres. La souplesse de l'assemblage est assurée grâce à une technique d'encastrement semblable à celle utilisée pour la plaque du fond. Les poutres sont fixées aux murs de béton qui les entourent en conservant un espace suffisant pour le refroidissement extérieur et pour l'évacuation de la vapeur produite. La partie supérieure de l'évent de vapeur est recouverte par une structure assimilable à un couvercle qui empêche que des matériaux (qui pourraient provenir de projections dues aux interactions locales corium/eau) y pénètrent. L'intérieur de la structure du creuset est recouvert d'une couche de béton.

L'arrivée du corium dans le récupérateur fait fondre des câbles fusibles, ce qui déclenche l'ouverture de vannes qui provoque un acheminement gravitaire d'eau, provenant de l'IRWST, dans la chambre d'étalement. L'eau commence par remplir le conduit central d'alimentation en dessous du récupérateur. Ensuite, elle pénètre dans les canaux de refroidissement horizontaux puis submerge l'espace compris entre les parois latérales de la structure de refroidissement et les murs en béton. Avec un débit initial de noyage défini  $\square$  le processus de remplissage dure environ 5 minutes. L'eau se déverse ensuite sur la surface du corium. Ce noyage se poursuit jusqu'à ce que les niveaux de pression hydrostatique entre l'IRWST et la chambre d'étalement s'équilibrent.

Parallèlement à cette arrivée progressive d'eau, le corium étalé interagit avec le béton sacrificiel qui recouvre les structures de refroidissement horizontales et verticales du récupérateur. Les durées associées à l'ablation du béton sont telles que les parois verticales en fonte du récupérateur sont refroidies par leur surface extérieure avant leur premier contact avec le corium.

Pendant l'interaction corium/béton, la température et la masse volumique du bain oxyde diminuent régulièrement du fait de l'incorporation des produits de décomposition du béton. Par conséquent, on s'attend à ce que la configuration finale du corium soit une configuration stratifiée avec une couche d'oxyde plus légère au-dessus d'une couche de métal plus lourde. Une autre possibilité envisagée est qu'une partie du métal puisse temporairement rester en suspension dans la phase oxyde. Dans tous les cas :

- L'eau qui se déverse sur le corium entre en contact avec la partie oxyde du bain de corium : D'après les résultats du projet MACE (voir [Réf \[3\]](#), [Réf \[12\]](#) et [Réf \[13\]](#)), on peut s'attendre dans cette situation à une fragmentation significative de la partie du bain proche de la surface et à une amélioration du caractère refroidissable du bain. Ceci limiterait considérablement la durée pendant laquelle le corium se trouve à l'état liquide. De plus, la formation d'une croûte oxyde à la surface du bain et l'impossibilité d'un contact direct entre le métal et l'eau diminuent fortement la probabilité d'une interaction énergétique entre le corium et l'eau.
- Le béton sacrificiel entre en interaction avec la phase métallique du bain de corium : En raison de l'importance des pertes thermiques pendant l'ablation du béton, la température du métal chute rapidement en dessous de sa température de solidification. Ceci entraîne la formation de croûtes, ce qui réduit les chargements thermiques transitoires durant le contact avec le récupérateur métallique. Lors d'un contact du récupérateur avec du corium oxyde, ces chargements transitoires sont beaucoup plus faibles.

La tenue de la structure de refroidissement à des chargements thermiques transitoires pénalisants (voir [§ 3.6.1.](#)) a été expérimentalement confirmée par des essais spécifiques effectués dans un canal rectangulaire et horizontal à grande échelle (voir [Réf \[23\]](#), [Réf \[24\]](#)). Sa longueur de 5 m correspond à la distance maximale entre la conduite centrale d'arrivée d'eau et les parois latérales. Le chargement thermique induit par le bain de corium a été simulé par un chauffage électrique de la partie supérieure du canal. Les parois latérales du canal étaient isolées thermiquement pour créer des conditions symétriques.  $\square$ .

Les essais ont confirmé que les transferts thermiques avec l'eau étaient suffisamment efficaces sur l'ensemble de la gamme des flux thermiques appliqués. Par conséquent, des marges confortables sont disponibles pour le refroidissement du corium et permettent une tolérance importante par rapport à de possibles écarts sur l'épaisseur du bain de corium dans le récupérateur, ainsi que par rapport aux incertitudes liées à la configuration du bain (position des phases métallique et oxyde). Les résultats expérimentaux ont aussi indiqué que le transfert thermique à l'intérieur du canal était aussi efficace pour des écoulements concourants que pour des écoulements à contre-courant, pouvant correspondre à une arrivée d'eau soit en provenance de l'IRWST, soit de l'eau saturée recouvrant le corium. Ceci supprime toute contrainte de débits à respecter pour chaque canal individuellement et il suffit donc de maintenir le récupérateur immergé. Pour le réacteur EPR, ceci se fait automatiquement grâce à la communication entre l'IRWST et la chambre d'étalement. Par conséquent, le refroidissement du corium est toujours entièrement passif et ne nécessite pas l'utilisation d'une pompe ni d'un apport d'eau externe.

De plus, la stabilisation du corium est basée sur un transfert de chaleur direct à une surface froide (la surface de refroidissement), ce qui conduit à la formation de croûtes « froides » à l'interface entre le corium et la structure de refroidissement. Ceci garantit la stabilité chimique de la structure de

refroidissement, indépendamment de la composition du corium. Les exigences sur le conditionnement du corium (phase de rétention et choix du béton sacrificiel) sont donc réduites.

### **1.5. LE REFROIDISSEMENT À LONG TERME**

Au début du noyage du récupérateur, quand la surface du corium est encore à température élevée, toute l'eau provenant de l'IRWST et en contact avec le corium se vaporise. Par la suite, l'eau à saturation vient s'accumuler au dessus d'une croûte qui se forme à la surface du corium. Cette croûte se développe progressivement de la périphérie du récupérateur vers le centre. La vapeur formée par la masse d'eau en ébullition à la surface du corium se mélange à la vapeur issue du refroidissement des canaux et des parois latérales du récupérateur. Une fois que le récupérateur est totalement immergé et que l'ICB dans la chambre d'étalement est terminée (voir figure [FIG-19.2.2.4.40](#)), le débit de vapeur relâchée dans l'enceinte correspond à la puissance résiduelle dissipée par le corium.

## **2. CARACTÉRISTIQUES DES MÉLANGES DE CORIUM ET DU BÉTON SACRIFICIEL**

### **2.1. SÉLECTION DES MATÉRIAUX SACRIFICIELS POUR LE Puits DE CUVE**

L'ablation du matériau sacrificiel doit être suffisamment lente pour garantir que la plus grande partie de l'inventaire du corium sera collectée pendant la phase de rétention. L'avantage du choix du béton comme matériau sacrificiel est que sa vitesse d'érosion par le corium est plutôt bien connue. De plus, le béton garantit la stabilité thermomécanique du fond du puits de cuve.

En outre, l'interaction corium/béton et le béton ajouté au mélange permettent d'assurer que les propriétés du mélange d'oxydes sont favorables à son étalement. En particulier, la température du bain d'oxyde résultant de l'interaction corium/béton s'ajuste à un niveau légèrement inférieur à la température de liquidus du mélange, ce qui procure une faible viscosité au mélange. De plus, l'interaction corium/béton mélange efficacement les produits de décomposition du béton au corium en raison du brassage induits par les gaz issus de la décomposition du béton. Par conséquent, le processus permet ainsi d'obtenir des caractéristiques similaires du corium à la fin du processus de rétention quelles que soient les incertitudes relatives aux conditions de rupture de la cuve et de déversement du corium dans le puits de cuve.

La composition du béton sacrificiel utilisé dans le puits de cuve a été choisie pour répondre aux exigences de la rétention temporaire du corium. Les granulats de béton sont essentiellement composés de  $Fe_2O_3$  et de  $SiO_2$  en proportion approximativement égale, 15% de ciment ordinaire de Portland dans le mélange de béton sec sert de liant.

Le  $Fe_2O_3$  contribue favorablement à l'oxydation des métaux Zr et U, chimiquement agressifs. Le Fe, sous-produit de la réaction, n'affecte pas les caractéristiques thermochimiques du corium. De plus, une fois que la quantité de métal, dissoute dans l'oxyde, s'appauvrit, l'excès de  $Fe_2O_3$  s'accumule sous forme de FeO et de  $Fe_3O_4$  dans le corium oxyde, réduisant ainsi la température liquidus et, donc la température à laquelle l'interaction corium/béton a lieu. Cet effet est bénéfique car, associé à la formation de silicates, il participe à la réduction du relâchement des produits de fission issus du corium résultant de l'interaction corium/béton.

Le  $Fe_2O_3$  comme le  $SiO_2$  sont considérés sous leur forme naturelle de minéral de fer et de granulats siliceux. Du  $MgCO_3$  (dolomite) et du  $CaCO_3$  (calcaire) sont introduits en plus dans le béton. On utilise du ciment ordinaire de Portland pour lier les granulats de béton. Les essais de durcissement effectués ont montré qu'une teneur permanente en eau  était obtenue après un temps de séchage . Le tableau [TAB-19.2.2.4.1](#) donne la composition, la densité et les propriétés relatives à la décomposition de ce béton sacrificiel avec lesquelles les calculs d'interaction corium/béton ont initialement été effectués. Cependant, les mesures effectuées sur le béton coulé sur site de FA3 ont montré une teneur en eau supérieure . En [Réf \[32\]](#) les masses et énergies libérées dans l'enceinte et le comportement de l'enceinte résultant de celles-ci sont donc étudiés avec cette teneur en eau supérieure . De plus, la masse des plots en béton, qui devrait être totalement érodée par le corium, est prise en compte de manière globale. Les conséquences de ces modifications sont analysées au [§ 3.8.](#)

L'enthalpie de décomposition est définie comme l'énergie nécessaire pour chauffer une unité de masse de béton de la température ambiante à sa température de décomposition (température à laquelle le béton perd son intégrité mécanique, définie ici comme la température pour laquelle la fraction volumique solide est de 50%).

$$\Delta h_{\text{dec}} = h(T_{50\%}) - h(T_{\text{ambiant}})$$

Tous les calculs sont effectués avec cette composition de béton ; les résultats sont aussi valables pour des compositions sensiblement analogues.

## **2.2. SÉLECTION DU MATÉRIAU SACRIFICIEL DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

Le choix du béton sacrificiel dans le puits de cuve et son épaisseur visent à assurer la rétention temporaire sur une durée suffisamment longue, à modifier les propriétés du mélange et à oxyder le Zr métallique en excès. Par contre, il n'y a pas d'exigences équivalentes pour le béton sacrificiel de la chambre d'étalement. Néanmoins, la mise en place d'une épaisseur de béton sacrificiel procure les avantages suivants :

- un délai avant la mise en contact du corium avec les structures de refroidissement,
- une protection mécanique de la structure pendant la phase d'étalement,
- une réduction de la température et de la densité du corium avant son contact avec le récupérateur,
- une meilleure fragmentation de la surface du corium pendant le renoyage.

Ces effets, combinés à la grande inertie thermique de la masse métallique du récupérateur, assurent – avec une marge importante – que le récupérateur de corium (en particulier les structures de refroidissement) est noyé suffisamment tôt et que le flux thermique transmis à l'eau reste toujours en deçà des limites acceptables.

Les objectifs listés ci-dessus peuvent être atteints avec un béton siliceux standard. Ce type de béton étant aussi plus commun, il sera utilisé à la fois pour la surface du fond et les parois latérales du récupérateur. La composition de ce béton, ainsi que sa densité et les propriétés relatives à sa décomposition sont fournies dans le tableau [TAB-19.2.2.4.1](#). Comme dans le puits de cuve, la teneur en eau du béton sacrificiel de la chambre d'étalement pourrait être supérieure à la valeur envisagée initialement. L'impact limité d'une telle modification est analysé en [Réf \[32\]](#).

## **2.3. CALCUL DES PROPRIÉTÉS THERMO-PHYSIQUES DU CORIUM**

### **2.3.1. Généralités**

Afin de calculer les coefficients de transfert de chaleur ainsi que d'autres grandeurs physiques nécessaires à la modélisation de l'ICB, les propriétés thermo-physiques du corium doivent être connues. Comme le corium est un mélange complexe, une méthode spécifique est mise en œuvre.

Le principe directeur du calcul des propriétés physiques du mélange ainsi que des températures de liquidus et de solidus de mélanges contenant plusieurs espèces est de définir l'état thermo-chimique du mélange. Cet état détermine la répartition de chacune des espèces dans les phases liquide et solide co-existantes, pour une température et une composition globale données. La base de données associe un certain nombre de diagrammes de phases binaires et ternaires appropriés à l'interaction corium/béton et aux mélanges représentatifs des séquences en cuve. On peut ainsi calculer les équilibres de phase thermo-chimique de mélanges complexes d'espèces chimiques, aussi bien en fonction de la température que de la composition.

Connaissant la composition du mélange calculée à l'aide de la base de données pour une température donnée, on détermine la densité, l'enthalpie spécifique, la chaleur spécifique et la conductivité thermique à partir des propriétés de chacune des espèces et des lois de mélange.

### 2.3.2. Viscosité

La viscosité d'un bain de corium oxyde liquide est calculée à l'aide d'un modèle développé par Urbain (voir [Réf \[5\]](#)). Cette corrélation est fonction de la température et de la composition et tient compte des interactions moléculaires entre les composants de la phase oxyde du corium. Elle prend en compte un grand nombre de composants pouvant avoir un comportement favorable à la solidification ou à la liquéfaction. Si des phases solides apparaissent dans un bain de corium, la viscosité augmente au-delà de celle du corium liquide. Il existe plusieurs approches de modélisation de la «viscosité apparente » qui en résulte (voir [Réf \[6\]](#) et [Réf \[7\]](#)). Cependant, ces corrélations s'appliquent surtout aux suspensions de particules sphériques. En outre, les sphères sont considérées être inertes par rapport au liquide ambiant. Par conséquent, le dernier modèle développé par Ramaciotti (voir [Réf \[8\]](#)) est appliqué dans les études sur l'interaction corium/béton. La principale caractéristique de ce modèle est qu'il prend en compte les interactions entre les phases liquide et solide lors de la solidification.

## 3. ANALYSE EFFECTUÉE

### 3.1. ANALYSE DE LA RÉTENTION DU CORIUM DANS LE Puits DE CUVE

#### 3.1.1. Introduction

Le déversement du corium dans le puits de cuve étant supposé se produire en plusieurs coulées, le principe de la rétention temporaire vise à collecter tout le corium grâce à la mise en place d'un matériau sacrificiel, du béton, retardant la progression du corium vers la chambre d'étalement. Le béton sacrificiel est renforcé par une couche de zircone, matériau réfractaire protégeant la paroi du puits de cuve et confinant le corium en cas de progression radiale.

Bien que l'on s'attende à une érosion isotrope de la couche de béton réfractaire lors de l'interaction corium/béton, on ne peut pas exclure localement des contacts entre le bain d'oxyde et la zircone même si une grande partie de celle-ci est encore recouverte de béton. L'analyse de l'interaction corium/béton qui est faite dans la suite de ce chapitre ne prend pas en compte ce type de singularité non prédictible, mais s'intéresse à un comportement moyen. Cependant, la zircone est suffisamment stable (comme cela a été confirmé expérimentalement) vis-à-vis des phases métalliques et oxyde du bain de corium.

Pendant l'interaction corium/béton, des produits « froids » issus de la décomposition du béton se mélangent au corium. Le mélange sous-refroidi a 2 phases : (i) une phase solide dispersée principalement constituée de matériaux réfractaires à haut point de fusion ( $ZrO_2$  and  $UO_2$ ), et (ii) une phase liquide qui contient les produits de décomposition du béton ainsi que les matériaux réfractaires restants. Il en résulte que le mélange est "saturé" en éléments réfractaires.

□

En raison de la puissance résiduelle, la température et les autres propriétés du corium oxyde, en particulier sa fraction solide (donc sa viscosité), assurent un transfert de chaleur suffisant au béton. C'est est un processus auto-ajustant, car une ablation plus rapide du béton résulterait en une incorporation plus grande de produits de décomposition « froids » du béton, ce qui réduirait la température et ainsi le transfert thermique au béton. De plus, la température du corium oxyde reste dans une gamme qui rend impossible toute ablation significative des briques en zircone.

En plus de son principal rôle d'accumulation du corium, le concept de rétention temporaire permet également, grâce au béton sacrificiel, d'homogénéiser le spectre des caractéristiques du mélange à la fin de la phase de rétention. Ceci assure un étalement efficace qui ne dépendra pas des différentes conditions et incertitudes de déversement du corium dans le puits de cuve.

Cette section décrit la démarche et les résultats qui valident le concept de rétention temporaire du corium dans le puits de cuve.



### 3.1.2. Démarche de validation

Une condition préliminaire à l'analyse est de quantifier les caractéristiques des matériaux qui seraient déversés de la cuve, en particulier les masses des phases oxyde et métallique, leurs états thermodynamiques et thermochimiques, ainsi que le transitoire de déversement dans le puits de cuve.

Ces données sont principalement issues de codes intégraux [1].

L'avantage de la démarche retenue est que la validation est indépendante de la variété des scénarios et des incertitudes sur la relocalisation du corium dans le puits de cuve.

En complément des séquences représentatives de déversement du corium pour lesquelles la première coulée est composée majoritairement d'oxydes, des séquences avec une fraction importante de métal dans la première coulée sont également considérées. De telles séquences peuvent conduire à une rupture prématurée de la trappe à cause d'une ablation rapide du béton. La démarche de validation prend donc en compte différentes hypothèses concernant la composition de la première coulée provenant de la cuve afin de démontrer l'efficacité du concept de rétention du corium, le cas enveloppe étant celui dans lequel la première coulée est constituée exclusivement de matériau métallique.

[1]

### 3.1.3. Modélisation de la séquence générique de déversement du corium

La séquence générique de déversement du corium est basée sur la modélisation présentée sur la figure [FIG-19.2.2.4.2](#).

Le cœur du réacteur EPR étant entouré d'un réflecteur lourd, on suppose qu'un bain de matériaux en fusion se forme au-dessus de la plaque support de cœur avant toute interaction significative ou traversée du réflecteur lourd. Au bout d'un certain temps, ce bain commence à se relocaliser dans le fond de cuve. En même temps, il continue d'être alimenté par la fusion du reste de la partie supérieure du cœur. A terme, deux bains de matériaux partiellement en fusion vont coexister, un premier dans le fond de cuve, et un second au-dessus de la plaque support de cœur (voir figure [FIG-19.2.2.4.2 a](#)).

L'évaluation de la quantité de corium contenue dans le fond de cuve et pouvant se déverser dans le puits de cuve lors de la rupture initiale de la cuve présente des incertitudes importantes. L'approche retenue ici est d'englober ces incertitudes dans une étude paramétrique sur la quantité de corium qui est déversée dans le puits de cuve lors de la première coulée, et de prendre en compte l'influence de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve sur l'échauffement et la poursuite de la dégradation de la cuve. Cette étude paramétrique utilise différentes quantités initiales de corium dans le puits de cuve, et donc différents rapports surface/volume. Elle démontre ainsi le caractère d'auto-ajustement du concept de rétention temporaire.

Du fait du couplage via le rayonnement thermique entre le fond de cuve et la plaque support de cœur (voir figure [FIG-19.2.2.4.2 b](#)), on choisit de modéliser ces deux masses en une seule masse équivalente, appelée « *fond de cuve* » dans la suite de cette section (voir figure [FIG-19.2.2.4.2 c](#)). La masse du *fond de cuve*, d'environ 50600 kg, est constituée à parts quasiment égales par les deux masses qu'elle modélise. Le *fond de cuve* est supposé s'échauffer du fait du rayonnement du bain de corium dans le puits de cuve et par une faible partie de la puissance résiduelle dissipée dans le bain de corium situé au-dessus du *fond de cuve* (voir figure [FIG-19.2.2.4.2 c](#)). Cette faible puissance est négligée dans cette étude, ce qui est conservatif. La température initiale du *fond de cuve* est supposée [1].

Le *fond de cuve* est supposé rompre dès qu'il atteint une température limite définie. A la rupture, les fractions oxyde et métallique du bain qui sont encore présentes en cuve se relocalisent dans le puits de cuve. La masse du *fond de cuve* vient s'ajouter au bain de corium dans le puits de cuve avec sa température à la rupture et l'enthalpie spécifique correspondante.

La rupture a lieu à la température pour laquelle la tenue ultime de l'acier est pratiquement nulle. Les données mécaniques à haute température pour l'acier de la cuve donnent la température [1]. [1].

Par conséquent, la séquence générique de déversement du corium comprend deux coulées distinctes. La première coulée initie la phase d'interaction corium/béton, tandis que la seconde, qui comprend l'inventaire résiduel du corium en cuve, complète le déversement. En réalité, d'autres séquences de déversement du corium sont concevables. Elles sont couvertes en faisant varier le pourcentage de la première coulée entre 40% et 80% de l'inventaire total de corium oxyde et métallique. [1].

Les masses et les compositions des deux phases du corium constituent des valeurs enveloppes de celles des scénarios calculés [1]. Une hypothèse est prise pour le taux d'oxydation du Zr en cuve [1]. [1] Grâce à la bonne solubilité du Zr dans un mélange  $(U,Zr)O_2$  (voir Réf [9]), presque tout l'inventaire de Zr se dissoudrait dans le corium oxyde pour former un mélange sous-stœchiométrique  $(U,Zr)O_{2-x}$ . Néanmoins, on considère qu'une faible partie du Zr se dissout dans la phase métallique du corium.

Le tableau [TAB-19.2.2.4.2](#) donne les compositions des phases oxyde et métallique du corium et du *fond de cuve*, qui est supposé avoir une composition identique à celle de la phase métallique du corium. On suppose que la température initiale du corium oxyde est [1] la température de liquidus de la composition donnée.

Cette température est la borne supérieure de la gamme des températures calculée [1]. Cette hypothèse est conservatrice car elle maximise l'énergie contenue dans le corium oxyde, ce qui conduit à des vitesses d'ablation du béton plus élevées donc à des durées de rétention moins importantes.

La température initiale du corium dans la phase métallique est supposée égale à [1] la borne supérieure de la gamme des températures calculée [1].

En plus de la variation de la masse initiale de corium dans le puits de cuve, on fait également varier l'instant de la première rupture de la cuve [1]. Ceci permet d'évaluer l'influence du niveau de la puissance résiduelle dans le bain de corium sur la durée de dégradation complète du fond de cuve (rupture du *fond de cuve*) et sur la durée de rétention dans le puits de cuve. Cette étude paramétrique permet de couvrir les cinétiques de différents types de scénarios notamment des APRP petites et grosses brèches. En fait, l'intervalle de temps sélectionné correspond à une variation du niveau de puissance résiduelle [1].

Cette étude paramétrique, en combinaison avec le critère de défaillance ultime pour le *fond de cuve*, a pour objectif de couvrir la grande majorité des séquences de déversement de corium. Cette hypothèse sera vérifiée a posteriori suite aux analyses.

Afin de décrire la configuration du bain de corium pendant l'interaction corium/béton, un modèle en couches est utilisé, dans lequel les phases oxyde et métallique, qui sont immiscibles, sont stratifiées. Deux raisons justifient l'utilisation de ce modèle :

- une grande différence de densité au début de l'interaction [1],
- la formation présumée d'une croûte oxyde à l'interface oxyde-métal qui résulte du fait que la température du métal au début de l'interaction est [1] inférieure à celle de l'oxyde.

Par conséquent, la progression axiale de l'interaction corium/béton est contrôlée par le corium oxyde jusqu'à ce que sa densité devienne inférieure à celle du métal suite à l'incorporation des produits légers de décomposition du béton dans l'oxyde. Ceci conduit à une inversion de la position des couches, la couche métallique passant en dessous la couche oxyde. En même temps, cette inversion entraîne le mélange avec la phase oxyde de la couche de laitier accumulée pendant la première phase de l'interaction au dessus de la phase métallique. La couche de laitier consiste en du béton fondu par le corium métallique et par des produits issus de l'oxydation d'une partie du métal.

L'impact de cette hypothèse sur la configuration du bain a été évalué par des études complémentaires dans lesquelles on a supposé un mélange complet des phases métallique et oxyde du corium. Le tableau [TAB-19.2.2.4.3](#) donne un aperçu des cas analysés.

### 3.1.4. Hypothèses du déversement initial du corium entièrement métallique

Les hypothèses sont en général cohérentes avec celles utilisées dans le modèle générique décrivant la séquence de déversement de corium. La masse du mélange est égale à la masse réelle de corium métallique de cette séquence. Tandis que la composition du sous-système ternaire Fe/Cr/Ni est constante et égale à celle donnée dans le tableau [TAB-19.2.2.4.2](#), on fait varier la masse de Zr d'un facteur deux afin d'explorer l'effet de la chimie du Zr. Afin d'évaluer l'influence de la température du mélange, on fait varier la température initiale. Le tableau [TAB-19.2.2.4.4](#) donne les conditions des six cas étudiés.

### 3.1.5. Résultats

Cette section présente les résultats de l'analyse de la capacité du puits de cuve à collecter tout l'inventaire du cœur fondu. L'accumulation du corium est considérée satisfaisante si, pour chaque cas analysé, les objectifs suivants sont atteints, bien avant que le corium n'atteigne la trappe fusible :

- l'interaction corium/béton se poursuit toujours au moment où le fond de cuve et la plaque support de cœur (*fond de cuve*) sont rompus, et donc lorsque tout l'inventaire du corium de la cuve est déversé dans le puits de cuve,
- les propriétés du bain de corium ont été suffisamment modifiées par l'incorporation d'oxydes du béton afin de favoriser l'étalement du corium (plus faible température et viscosité).

L'adéquation du concept avec ces objectifs est démontrée ci-après.

#### **3.1.5.1. Accumulation du corium**

Il s'agit de suivre la progression axiale du front du corium dans le béton sacrificiel et de la comparer avec l'évolution de la dégradation du *fond de cuve*, et en particulier à l'instant du déversement final de tout le corium dans le puits de cuve.

La figure [FIG-19.2.2.4.3](#) montre les résultats relatifs à la progression axiale du front d'ablation axiale pour tous les cas analysés en supposant une stratification des phases oxyde et métallique. Afin d'apprécier les différences de résultats entre un bain stratifié et un bain mélangé, cette figure inclut aussi les résultats obtenus pour un bain complètement mélangé, à la fois pour un scénario rapide (APRP grosse brèche) et un scénario plus lent avec une puissance résiduelle plus faible dans le corium (APRP petite brèche). Pour ce dernier cas, un déversement de 80% du corium lors de la première coulée est supposé. La nomenclature correspondante est 80% E-M et 80% L-M (E : early, L : late, M : mixed).

Cette figure montre que, dans tous les cas analysés, la rupture du *fond de cuve* aura lieu bien avant que le corium n'atteigne la trappe fusible. Ceci est vrai malgré une différence significative de la durée totale de la phase d'interaction corium béton dans le puits de cuve. Cela est dû aux différences de puissance résiduelle et de masse initiale du corium dans le puits de cuve.

La durée de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve pour un scénario à faible puissance (APRP petite brèche) est environ 80% supérieure à celle d'un scénario à forte puissance (APRP grosse brèche) pour une masse initiale de corium identique. Ceci est dû à une diminution de la puissance résiduelle de l'ordre de 50% provenant du fait que le début de l'interaction corium/béton est décalé. Ceci confirme également le caractère d'auto-ajustement associé à l'interaction corium/béton dans le puits de cuve (cf. [§ 1.2.](#)) qui est dû au fait qu'une quantité spécifique d'énergie est nécessaire pour ablater une épaisseur donnée de béton.

La quantité initiale de corium dans le puits de cuve influence la durée de la rétention temporaire de plusieurs façons. En effet, une augmentation de masse implique non seulement une puissance résiduelle plus élevée, mais aussi un rapport surface/volume moins important et donc des flux de chaleur plus importants à l'interface corium/béton et à la surface supérieure du bain en regard du *fond de cuve*. Le rayonnement thermique plus important de cette surface accélère la dégradation du *fond de cuve*.

De plus, l'influence d'une variation de la puissance résiduelle du corium sur la profondeur de béton érodée à l'instant de la rupture du *fond de cuve*, est négligeable pour des masses de corium initiales identiques.

**Remarque** : En réalité, la différence de dégradation de la cuve pour des masses de corium dans le puits de cuve différentessera réduite car une plus grande quantité de corium restant dans la cuve augmente proportionnellement l'échauffement du *fond de cuve* depuis l'intérieur, ce qui est négligé dans cette analyse car seul l'échauffement de la face externe du *fond de cuve* par rayonnement thermique du bain présent dans le puits de cuve est pris en compte.

Les cas traités pour un bain de corium mélangé sont caractérisés par une faible vitesse d'érosion initiale due à une fraction initiale importante d'oxyde solidifié, supérieure à 90%, voir la figure [FIG-19.2.2.4.13](#). Ceci résulte de l'hypothèse d'un mélange de l'oxyde initialement à sa température de liquidus avec le corium métallique à 1800° C pendant l'interaction corium/béton. Ainsi, le bain de corium possède une résistance thermique initiale élevée, qui empêche le front d'ablation de progresser d'une manière similaire à un corium presque entièrement liquide. En raison de sa forte résistance thermique, une partie significative du corium refond avant que la progression du front d'ablation puisse accélérer dû à l'augmentation simultanée du flux thermique à l'interface corium/béton. Cet effet prolonge la phase d'interaction corium/béton par rapport aux cas analysés avec couches stratifiées. Malgré l'augmentation de la durée de l'interaction corium/béton, la rupture du *fond de cuve* a lieu pour une profondeur d'érosion similaire à celle correspondant aux cas avec couches stratifiées. Cela est dû au flux thermique échangé entre la surface du corium et le *fond de cuve*, qui est influencé de manière analogue au flux thermique à l'interface corium/béton. Le flux est d'abord faible, mais augmente avec la re-fusion progressive du corium en phase oxyde. Il en résulte que la rupture finale du *fond de cuve* se produit pour une épaisseur d'ablation du béton analogue à celle obtenue avec le mode en couches stratifiées.

Ceci confirme que, puisque le *fond de cuve* et le bain dans le puits de cuve forment un système cohérent, le moment de la rupture du *fond de cuve* qui conduit au second déversement de corium est une fonction de la profondeur de béton érodé plutôt que d'une durée comptée depuis le début de l'interaction corium/béton. La figure [FIG-19.2.2.4.4 a](#), montre que la rupture du *fond de cuve* se produit pour une profondeur d'ablation axiale de l'ordre de 15 à 30 cm pour tous les cas étudiés. Cette gamme correspond à des masses de béton décomposé de 36000 à 50000 kg, voir la figure [FIG-19.2.2.4.4 b](#). En considérant une enthalpie de décomposition de 1623 kJ/kg (voir [§ 2.1.](#)), l'énergie consommée pour décomposer ces masses de béton varie entre  $5,8 \times 10^{10}$ J et  $8,1 \times 10^{10}$ J. En comparaison, le corium doit éroder une masse de béton de l'ordre de 86000 et 111000 kg, voir la figure [FIG-19.2.2.4.9](#) et ainsi fournir une quantité d'énergie qui varie entre  $13,3 \times 10^{10}$ J et  $18 \times 10^{10}$ J pour atteindre la trappe fusible.

Ce résultat important est caractéristique du concept de rétention EPR. Il est dû au fait que la rupture du *fond de cuve* a lieu après que celui-ci ait eu le temps d'absorber une certaine quantité d'énergie émise par rayonnement thermique du bain de corium. Si le flux thermique est faible, à cause d'une faible puissance résiduelle du corium, le temps nécessaire pour atteindre la température de rupture du *fond de cuve* augmente. De même, le flux thermique vers le béton, qui détermine la vitesse d'ablation, est également plus faible. Comme les flux thermiques transmis entre le corium et le béton et par la surface du bain de corium sont proches en raison du brassage induit par les gaz (il peut être plus important vers la partie supérieure), les deux flux évoluent presque dans la même proportion. Par conséquent, la rupture du *fond de cuve* se produit pour des profondeurs d'ablation axiales similaires indépendamment du niveau de la puissance résiduelle dans le corium.

La figure [FIG-19.2.2.4.5](#) compare les résultats obtenus pour les séquences génériques de déversement du corium utilisées dans cette étude avec des séquences de déversement correspondant à des scénarios simulés [\[1\]](#). Parmi les cas utilisant un modèle à couches stratifiées, le cas de 60% L-L est le plus représentatif d'un scénario d'APRP petite brèche, et celui avec lequel il existe un bon accord avec les prévisions du code [\[2\]](#). Les cas de 40% L-L et de 80% E-L sont enveloppes pour la durée du déversement du corium [\[3\]](#). Ces résultats montrent donc que les transitoires de déversement [\[4\]](#) sont couverts par les séquences génériques de déversement.

Les figures [FIG-19.2.2.4.6](#) et [FIG-19.2.2.4.7](#) présentent les résultats des cas avec un premier déversement de corium uniquement métallique. Dans tous les cas, la température du corium augmente dans un premier temps en raison de l'oxydation du Zr métallique. L'augmentation de la

température est d'autant plus significative que la concentration initiale de Zr dans le bain est importante. Une fois que tout le Zr est consommé, les températures diminuent progressivement jusqu'à un niveau proche de la température de solidification, où elles se stabilisent pour le reste de l'interaction corium/béton. Dans le même temps, le corium érode le béton à une vitesse  $v$  qui est indépendante de la température initiale et de la quantité de Zr. Après la phase transitoire de refroidissement du métal, la progression du front d'ablation est quasi-stable et est contrôlée principalement par la puissance résiduelle.

Alors que les vitesses d'ablation initiales sont presque indépendantes des paramètres considérés dans l'étude paramétrique (voir figure [FIG-19.2.2.4.7](#)), les durées de cette phase transitoire augmentent avec l'augmentation de la température du bain et de sa teneur en Zr  $x$ . Par conséquent, la profondeur d'ablation obtenue à la fin de la phase transitoire varie  $\propto x$ . L'épaisseur résiduelle de béton  $\delta$  fournit une marge significative vis-à-vis du risque d'une rupture prématurée de la trappe fusible. En effet, suite à la phase transitoire d'ablation, un régime quasi-permanent prévaut avec des vitesses d'ablation au moins dix fois inférieures. Le contact avec la trappe n'a pas lieu dans les 10000 premières secondes après le début du déversement dans le puits de cuve. Cette durée couvre toutes les séquences de déversement prédites par le code  $ICB$ .

En conclusion, tout le corium sera bien collecté dans le puits de cuve avant l'ouverture de la trappe même dans le cas d'une première coulée exclusivement composée de métal.

### 3.1.5.2. Conditionnement du Corium

En ce qui concerne le deuxième objectif de la phase de rétention temporaire dans le puits de cuve, il s'agit de vérifier que les caractéristiques du corium à la fin de la phase de rétention temporaire sont similaires pour tous les scénarios et favorables à l'étalement du corium.

Pour cela, on compare les valeurs finales des compositions du corium, de la température du corium et de sa température de liquidus et enfin de la fraction solide volumique. La valeur de cette dernière au début de la phase d'étalement est très importante puisqu'elle influence la viscosité et donc la capacité du corium à s'étaler.

Avant de fournir une comparaison des compositions finales du corium, l'évolution temporelle de la composition du corium oxyde est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.4.8](#) pour le cas de 60%E-L afin de fournir une bonne vue d'ensemble du changement de la composition du corium pendant la phase de rétention temporaire dans le puits de cuve. La figure [FIG-19.2.2.4.8 a](#) montre l'évolution de la masse des composants du corium oxyde, alors que la figure [FIG-19.2.2.4.8 b](#) montre l'évolution de la composition de cette phase en fonction du temps.

Cette dernière figure met en évidence que l'inventaire initial en U/Zr métallique est assez rapidement oxydé pendant l'interaction corium/béton. La présence de U dans le mélange n'est pas une prédiction de MAAP, il s'agit du résultat du calcul d'équilibre thermochimique de  $ICB$ . Le mélange initial ne contient pas de U, conformément aux données MAAP, mais U et Zr ayant une affinité proche vis à vis de l'oxygène, du U apparaît en début d'ICB. Même la seconde coulée qui suit la rupture du *fond de cuve* ne produit pas d'accumulation de U/Zr dans le corium. Cependant, ce déversement de corium sous-stœchiométrique de la cuve conduit à diminuer brutalement la quantité d'oxyde de fer et de silice, qui sont les produits de décomposition du béton les plus réactifs et qui se sont accumulés dans le corium après l'oxydation de l'inventaire initial en U/Zr. Cette diminution résulte des réactions chimiques entre U et Zr en phase métallique et les produits de décomposition du béton et qui conduisent à l'oxydation des métaux et à la réduction des oxydes. Juste avant la fin de la phase de rétention temporaire du corium, l'inversion des couches a lieu ce qui conduit au mélange de la couche de laitier avec la couche de corium oxyde et à l'augmentation de la concentration des produits de décomposition du béton dans le corium oxyde.

La figure [FIG-19.2.2.4.10](#) compare les compositions finales du corium oxyde de tous les cas calculés.  $\delta$  La masse totale de béton érodée varie entre  $86 \times 10^3$  kg et  $111 \times 10^3$  kg, voir la figure [FIG-19.2.2.4.9](#). Elle dépend de la masse de la première coulée, de l'instant de la première relocalisation de corium dans le puits de cuve et de la configuration du bain de corium (stratifiée ou mélangée). Notamment, les résultats montrent que, pour tous les cas analysés, tout l'uranium et le zirconium métallique présent dans le corium sont complètement oxydés avant la fin de la phase de rétention temporaire.

Étant donné le spectre uniforme des compositions de corium, il s'agit de vérifier la similitude des caractéristiques les plus importantes du corium à la fin de la phase de rétention temporaire, en particulier celles relatives à l'étalement. A cette fin, les températures de liquidus, les températures du corium et les fractions volumiques solides sont déterminées et leurs évolutions en fonction du temps sont comparées.

La figure [FIG-19.2.2.4.11](#) montre l'évolution de la température de liquidus pour l'ensemble des cas (bains mélangés ou stratifiés). Pour les cas stratifiés, les principaux événements qui affectent la diminution de la température de liquidus pendant l'interaction corium/béton sont (i) le deuxième déversement de corium de la cuve, qui augmente la température et (ii) l'inversion des couches due à la différence des densités des couches métallique et oxyde, qui produit un effet contraire car l'incorporation du laitier à bas point de fusion diminue la température de liquidus de la phase oxyde. L'inversion des couches n'existe naturellement pas dans les cas avec mélange.

Malgré des différences importantes dans la progression de l'interaction corium/béton, les températures de liquidus prédites à la fin de la phase de rétention temporaire restent dans une gamme réduite de température d'environ 100 K. Comme le montrent les figures [FIG-19.2.2.4.11](#) et [FIG-19.2.2.4.12](#), la température du corium oxyde suit de manière générale l'évolution de la température de liquidus.

La figure [FIG-19.2.2.4.12](#) indique que la température du corium oxyde au moment de l'étalement sera toujours de l'ordre de  $\sim 2050^{\circ}\text{C}$ , soit une réduction de presque  $500^{\circ}\text{C}$  par rapport à sa température en cuve. Ceci résulte du changement des propriétés chimiques du corium (principalement baisse de la température de liquidus) dû à l'incorporation des produits de décomposition du béton. Cette température moins élevée réduit les pertes de chaleur par rayonnement thermique vers l'environnement ainsi que les pertes thermiques par conduction vers le substrat pendant la phase d'étalement.

Le sous-refroidissement calculé du corium oxyde, qui est la différence entre la température de liquidus et la température du corium, est seulement de l'ordre de  $\sim 25^{\circ}\text{C}$  à la fin de l'interaction corium/béton ce qui est très inférieur à la différence entre la température de liquidus et la température d'immobilisation du corium (plusieurs centaines de degrés). Cette dernière est caractérisée comme étant la température pour laquelle la fraction volumique solide atteint environ 0,5.

La prédiction d'un étalement efficace est établie par la faible fraction volumique solide du corium oxyde, voir la figure [FIG-19.2.2.4.13](#). Cette valeur varie essentiellement entre 0,02 et 0,05 pour tous les cas, malgré les différences importantes de progression pendant la phase de rétention temporaire. Elle est ainsi dix fois inférieure à la valeur qui produirait une immobilisation.

Dans le cas d'un corium mélangé, la fraction volumique solide est initialement très élevée en raison de l'incorporation du métal « froid » dans le corium oxyde mais décroît progressivement grâce au réchauffement du corium. Le même effet se produit lorsque l'on mélange du corium chaud en provenance de la cuve avec le corium présent dans le puits de cuve au moment de la rupture du *fond de cuve*.

D'après [Réf \[8\]](#), les viscosités sont faibles lorsque la fraction volumique solide est basse. Les faibles viscosités prédites, voir le tableau [TAB-19.2.2.4.5](#), et le faible sous-refroidissement lorsque le corium atteint la trappe fusible confèrent des conditions d'étalement favorables. Grâce à l'uniformisation des caractéristiques du corium suite à sa rétention temporaire dans le puits de cuve, les conditions d'un étalement efficace sont réunies indépendamment du scénario accidentel.

### 3.1.5.3. Influence de la densité du béton

Afin de démontrer la robustesse du concept de rétention, une analyse complémentaire avec une densité de béton de  $2500 \text{ kg/m}^3$  a été effectuée (au lieu de la valeur réaliste  $\square$ ). Ce calcul est basé sur le cas 40%-E-L  $\square$ . En raison de la diminution de la masse de béton dans le puits de cuve, la durée de l'ICB est réduite  $\square$ . Au moment de la seconde coulée, le calcul donne une épaisseur résiduelle de béton sacrificiel de 14 cm. Bien que la masse de béton incorporée ne soit qu'environ 90% de celle du calcul avec la densité réaliste, les propriétés finales du corium sont comparables.  $\square$  Les conditions de vidange du corium du puits de cuve et de son étalement sont donc comparables.

### 3.1.6. Conclusion sur la rétention temporaire du corium dans le puits de cuve

La vitesse de progression du front de l'interaction corium/béton dépendant de la quantité de corium présente dans le puits de cuve et l'interaction corium/béton formant un système thermique couplé avec les structures inférieures de la cuve, les analyses démontrent que, indépendamment du scénario et de la densité du béton, tout le corium est collecté dans le puits de cuve bien avant d'atteindre la trappe fusible.

Un premier déversement uniquement constitué de corium métallique ne conduit pas à une rupture prématurée de la trappe fusible et ne remet pas en cause la possibilité de collecter tout le corium dans le puits de cuve.

Un autre résultat important concerne l'état du bain de corium à la fin de la phase de rétention dans le puits de cuve. L'analyse prédit de bonnes conditions d'étalement du corium oxyde, grâce à sa faible fraction volumique solide ainsi que sa faible viscosité au moment de l'étalement. Ce résultat est cohérent avec les conclusions de la validation du code [\[ \]](#) à partir d'essais en matériaux réels [Réf \[26\]](#) et est conservatif par rapport à la description phénoménologique de l'interaction corium/béton proposée dans [Réf \[18\]](#), qui suggère un bain de corium totalement liquide.

La composition du corium à la fin de la période de rétention n'est pas influencée par la masse ni par l'instant de la première coulée pas plus que par les conditions initiales du corium. A l'issue de la phase de rétention temporaire, le corium oxyde est complètement oxydé et comprend une certaine quantité de produits de décomposition du béton.

L'uniformisation des caractéristiques du corium est attribuée au confinement du corium obtenu par la couche de protection en matériau réfractaire, la zircone, et la position de la trappe fusible. Cette couche de protection limite l'amplitude de progression du corium radialement et axialement ainsi que la quantité de béton incorporée.

De cette manière, la rétention temporaire permet d'obtenir une stabilisation du corium dans la chambre d'étalement qui soit indépendante des incertitudes associées aux conditions de rupture cuve et de déversement du corium.

### 3.1.7. Masses et énergies libérées dans le puits de cuve suite à l'interaction corium/béton

La prédiction des masses et énergies libérées par l'interaction corium/béton dans le puits de cuve est faite à partir de conditions initiales et aux limites conduisant à des résultats conservatifs pour les problématiques enceinte.

Conformément à cette approche, le scénario retenu pour l'analyse est une rupture de la ligne d'expansion du pressuriseur (APRP grosse brèche) sans injection de sécurité, qui mène à une rupture de la cuve et un déversement du corium dans le puits de cuve [\[ \]](#) et implique donc une forte puissance résiduelle dans le corium. En même temps, la durée de la relocalisation du corium dans le puits de cuve est relativement courte pour ce scénario. Par rapport aux autres scénarios, il conduit donc à des vitesses d'ablation du béton plus élevées, ce qui induit des débits gazeux conservatifs. Il est cependant à noter que le choix du scénario a peu d'influence sur la quantité totale de gaz émise car celle-ci est principalement déterminée par la quantité de béton à éroder. Cette quantité de béton est fixée par la conception du puits, voir figure [FIG-19.2.2.4.9](#). Les figures [FIG-19.2.2.4.14](#) à [FIG-19.2.2.4.17](#) présentent le relâchement de H<sub>2</sub>O, de H<sub>2</sub>, de CO<sub>2</sub> et de CO en fonction du temps, tandis que la figure [FIG-19.2.2.4.18](#) présente la température des gaz relâchés. On suppose que cette température est égale à la température de la couche supérieure du bain de corium en interaction avec le béton. Elle est donc égale à la température de la couche de laitier avant l'inversion des couches puis à celle du corium oxyde. Comme le corium oxyde présente la température la plus élevée du système corium/béton, la température des gaz augmente de 320°C suite à l'inversion de stratification à l'instant 14500 s (voir figure [FIG-19.2.2.4.18](#)). En même temps, les débits de gaz relâchés augmentent fortement après cette inversion. Ceci résulte d'une augmentation de la vitesse d'ablation, due à l'interaction avec le métal surchauffé, qui prévaut jusqu'à la fin de la phase de rétention dans le puits de cuve.

### **3.2. ANALYSE DE L'OUVERTURE DE LA TRAPPE FUSIBLE**

Une fois le béton sacrificiel érodé, le corium entrera en contact avec la partie inférieure du bouchon fusible, une plaque en aluminium appelée « trappe ». Cette trappe est montée sur un cadre en acier qui fournit un support mécanique contre d'éventuels chargements sur le bouchon fusible. Le cadre en acier a la forme d'une grille et fournit la surface nécessaire pour l'écoulement du corium après le percement de la trappe. Le bouchon fusible peut être mis en place et verrouillé au cadre extérieur en acier au moyen d'un chariot télécommandé.

Dans sa position verrouillée, le bouchon fusible est une partie intégrante de la couche de béton sacrificiel. L'épaisseur de la couche de béton est identique à celle qui couvre la partie basse environnante du puits de cuve. Comme le béton sacrificiel au-dessous du bouchon fusible n'est pas doublé par une couche de matériau protecteur, le bouchon fusible joue le rôle de point faible prédéfini pendant la phase de rétention provisoire et d'accumulation du corium dans le puits de cuve.

L'analyse correspondante montre que tout le corium sera entièrement collecté dans le bain avant que la moitié du béton sacrificiel ne soit érodée dans la direction axiale, voir la figure [FIG-19.2.2.4.3](#). Un échauffement significatif du cadre encastré pendant cette phase est évité du fait de la faible épaisseur de la partie supérieure du cadre en acier et par le fait que les renforts métalliques latéraux sur la périphérie externe du cadre sont de petite dimension et n'atteignent pas la moitié supérieure du béton.

La partie inférieure du cadre en acier est beaucoup plus épaisse et possède de ce fait une inertie thermique supérieure, qui empêche une rupture prématurée. Comme l'énergie nécessaire pour faire fondre un volume donné d'acier est environ le double de l'énergie nécessaire pour décomposer un volume identique de béton, on en déduit que le cadre support encastré restera intact jusqu'à ce que la couverture de béton sacrificiel du bouchon fusible soit érodée et que le corium atteigne le niveau de la trappe. Le cadre est de plus soutenu par une soudure périphérique qui joint la partie verticale et horizontale du cadre au niveau du fond, placé au dessus des briques de zircon. Cette fixation est capable de supporter le poids du corium et du bouchon fusible résiduel, même sans valoriser les renforts métalliques latéraux.

Dans le cas improbable où le cadre support céderait thermiquement avant que la trappe ne soit percée par le corium, le cadre entier, y compris la trappe verrouillée, tomberait dans le canal de transfert sous la pression hydrostatique exercée par l'accumulation de corium. Ceci ouvrirait instantanément une large section de passage pour l'écoulement du corium.

Dans tous les autres cas, une fois le béton sacrificiel érodé, le corium atteindra et percera la trappe en aluminium avec un cadre support resté intact. La section de passage de l'écoulement est déterminée par la taille de la zone de contact initiale entre le corium et la trappe ainsi que par l'agrandissement de l'ouverture initiale dans la trappe due au transfert thermique entre l'écoulement de corium et le béton du bouchon fusible. La trappe en aluminium elle-même ne fait pas office de résistance thermique du fait du bas point de fusion de l'aluminium et de sa réaction exothermique avec le corium.

#### **3.2.1. Démarche de validation et hypothèses principales**

En raison du grand diamètre du puits de cuve et du fait que la surface de la trappe représente moins d'un dixième de la surface du fond du puits de cuve, on peut s'attendre à ce que l'ablation du béton soit quasi-homogène sur toute la surface de la trappe et que le front d'érosion soit assez uniforme.

De ce fait, il est prévu qu'une grande partie de la trappe entre en contact avec le corium en peu de temps. Un tel contact quasi-uniforme est de plus favorisé par la faible stabilité thermomécanique de la couche de béton résiduelle qui entoure la surface de contact initiale. Ceci entraînerait l'ouverture d'une grande surface dans la trappe, ce qui permettrait un écoulement très rapide du corium accumulé dans le canal de transfert et le récupérateur de corium. Il est évident que dans ce cas (le plus probable), aucune analyse spécifique n'est nécessaire.

Néanmoins, l'hypothèse d'une grande surface de contact initiale ne pouvant pas être justifiée avec certitude en raison de l'absence de résultats expérimentaux d'ICB à l'échelle du réacteur, la possibilité d'un contact local doit aussi être envisagée. La surface et l'emplacement de la zone de contact initiale ne peuvent pas être prédits car ils sont déterminés par la progression de l'ICB. De ce fait, une taille



minimale réaliste est choisie de façon à être compatible avec les résultats disponibles des essais à grande échelle.

Les essais ICB les plus pertinents sont les essais effectués à ANL dans le cadre des projets MACE ([Réf \[3\]](#), [Réf \[12\]](#) et [Réf \[13\]](#)) et CCI-OCDE, ([Réf \[28\]](#)). Ils combinent l'avantage d'une grande section transversale (de 50 cm \* 50 cm à 1,2 m \* 1,2 m) avec celui d'utiliser du corium oxyde prototypique. Parmi ces essais, les essais CCI-OCDE sont les mieux documentés en ce qui concerne le suivi local de l'érosion. Les essais CCI 1 et CCI 3 sont les plus représentatifs du réacteur EPR en raison de l'utilisation de béton siliceux. D'après les profils d'érosion axiale, une surface de contact initiale circulaire de 30 cm de diamètre est considérée. L'épaisseur de béton résiduelle le long du reste du bouchon fusible est supposée suffisamment grande pour que l'augmentation de la section transversale au travers de laquelle s'écoule le corium ne se fasse que par agrandissement radial du trou initial. Pour les coriums métalliques, qui sont caractérisés par des vitesses d'érosion potentiellement supérieures, un diamètre représentatif plus petit de 15 cm est utilisé. Sur la base de ce choix, un modèle combinant l'écoulement du corium avec un agrandissement de la section transversale par l'érosion radiale est utilisé pour déterminer la durée de la vidange.

### 3.2.2. Description du modèle

Le modèle 1-D utilisé prend en compte la diminution de la hauteur du bain de corium dans le puits de cuve et l'augmentation de la section de passage de l'écoulement suite à l'érosion radiale du béton à la périphérie du trou. Comme la température du corium dans le puits est proche de sa température de liquidus, la viscosité du fluide est très faible. De ce fait, l'écoulement n'est pas limité par des effets de viscosité. Cet écoulement est déterminé au moyen de l'équation de Bernoulli, qui dans ce cas peut être remplacée par l'équation de Torricelli pour la vidange d'un réservoir ouvert :

$$v = \sqrt{2g H_{\text{corium}}}$$

À partir de la vitesse d'écoulement, le débit massique au travers du trou supposé circulaire peut être calculé selon la formule suivante :

$$\dot{m} = -c_d v \rho_{\text{corium}} A_{\text{trou}} = -c_d \sqrt{2g H_{\text{corium}}} \rho_{\text{corium}} \pi r^2 \quad \text{avec} \quad c_d = 0.7$$

Le choix de  $c_d = 0,7$  est en accord avec les résultats expérimentaux pour l'écoulement d'oxydes fondus, comme rapporté par Sehgal, voir [Réf \[29\]](#).

La variation correspondante de volume de corium dans le puits est donné par :

$$\dot{V} = A_{\text{puits}} \dot{H}_{\text{corium}} = \frac{\dot{m}}{\rho_{\text{corium}}}$$

La conduction de la chaleur dans le béton autour du trou étant négligée, toute la chaleur en provenance du corium chauffe et décompose le béton. Connaissant l'enthalpie spécifique de décomposition du béton :

$$h_{\text{beton}}^{\text{decomp}}$$

la quantité de chaleur nécessaire à l'érosion d'un anneau d'épaisseur  $dr$  et de hauteur  $D$  est donnée par :

$$dQ = \pi \left( (r + dr)^2 - r^2 \right) D \rho_{\text{beton}} h_{\text{beton}}^{\text{decomp}}$$

Ceci fournit la densité de flux thermique :

$$q = \sin(\beta) \frac{1}{2\pi r D} \frac{dQ}{dt} = \sin(\beta) \frac{dr}{dt} \rho_{\text{beton}} h_{\text{beton}}^{\text{decomp}}$$

Où  $\beta$  est l'angle d'inclinaison de l'ouverture initiale.

La densité de flux thermique transmise au béton est définie par :

$$q = \alpha (T_{\text{corium}} - T_{\text{interface}})$$

Le coefficient de transfert de chaleur ( $\alpha$ ) entre le corium en écoulement et le béton peut être déterminé au moyen de la corrélation suivante :

$$\alpha = \frac{1}{2} \frac{\dot{M}}{\pi r^2} c_{p,M} C_f \quad \text{avec} \quad C_f = 0.006$$

Cette corrélation a été déterminée par Sehgal et. al, [Réf \[29\]](#), pour l'ablation de l'acier par un écoulement du corium au travers de trous prédéfinis dans le cadre des essais MVI. Elle est aussi compatible avec l'ablation du béton par impact de jets, déterminée lors des essais KAJET [Réf \[30\]](#) effectués à FZK.

Outre le coefficient de transfert thermique  $\alpha$ , l'érosion radiale pendant l'écoulement du corium est également déterminée par la température à l'interface corium/béton et dépend du type de corium considéré. Comme pour les coriums oxydes une croûte pourrait se former à l'interface corium/béton, la température d'immobilisation (température pour laquelle la fraction volumique solide est de 50%) est utilisée comme température d'interface. Pour les coriums métalliques, une température caractéristique de décomposition du béton est utilisée. Le tableau [TAB-19.2.2.4.6](#) récapitule les températures d'interface utilisées.

### **3.2.3. Résultats obtenus**

La composition et les propriétés du corium au moment de la rupture du bouchon fusible sont définies par l'état final de l'ICB dans le puits de cuve. Les configurations possibles du corium sont représentées dans la figure [FIG-19.2.2.4.19](#). Comme les phases oxyde et métallique du corium sont immiscibles et ont des densités différentes, une configuration stratifiée est la plus probable. Au début de l'ICB, la couche métallique plus légère se situe au-dessus de la couche oxyde. Des produits de décomposition du béton, plus légers, vont s'accumuler au-dessus de la couche métallique (RS C). Du fait de l'ablation continue de béton, la densité de la couche d'oxydes diminue, ce qui mène à une inversion des couches après laquelle le corium métallique se situe au fond du puits de cuve (RS A). Ceci est la configuration attendue à la fin de l'ICB dans le puits de cuve. En plus des configurations précédemment décrites, une configuration mélangée est analysée, pour laquelle le corium est homogène (RS B).

Les débits massiques obtenus dans plusieurs cas pour les trois configurations étudiées du corium sont indiqués dans la figure [FIG-19.2.2.4.20](#). Des positions initiales du trou au centre ainsi que sur les bords du bouchon fusible avec la meilleure estimation de l'inclinaison du trou  $\beta$ . Dans un premier temps, le débit massique augmente en raison de l'agrandissement de l'ouverture. Dans un second

temps, la diminution de la hauteur de corium résiduel dans le puits de cuve domine et conduit à une décroissance du débit massique.

Les analyses effectuées montrent que la vidange du puits de cuve sera achevée en moins de 200 s. Ceci satisfait l'exigence d'étalement de tout le corium avant son noyage par la destruction des câbles fusibles.

### **3.3. ANALYSE DE L'ÉTALEMENT DU CORIUM**

#### **3.3.1. Analyse de l'étalement avec le code $\square$**

Le code  $\square$  est décrit dans l'Annexe 19A.

##### **3.3.1.1. Géométrie et maillage du calcul**

Comme la chambre d'étalement est symétrique, seule une moitié (la gauche) de la zone d'étalement a été modélisée dans la géométrie 3D. L'écoulement du corium depuis le puits de cuve est modélisé au moyen d'une arrivée de fluide en provenance du centre du puits dans le canal de transfert. Un débit massique fonction du temps est utilisé pour représenter l'écoulement de corium. En ce qui concerne l'étalement du corium, l'hypothèse d'un percement local de la trappe comme décrit dans le § 3.2. est conservatrice. De ce fait, dans les analyses avec le code  $\square$ , le débit massique de corium provenant du puits de cuve est modélisé au moyen d'une parabole, la vidange se faisant sur 200 s. Ceci couvre les débits massiques du § 3.2. (voir figure FIG-19.2.2.4.20). Pour toute section de passage initiale plus grande, la durée d'écoulement du corium, et de ce fait l'étalement, sera plus rapide et plus efficace. Démontrer l'étalement du corium avec le débit massique le plus faible est donc une démarche enveloppe.

Le gaz qui se dégage du béton pendant l'étalement et le brassage éventuel du bain qui en résulte n'ont pas été pris en compte. Les données expérimentales issues des projets KATS Réf [15] et COMAS ont indiqué que ces effets ne sont importants que lorsque les nappes liquides sont fines. Ils n'ont donc qu'une influence minime sur le processus d'étalement de type EPR, qui implique des masses de corium supérieures à  $300 \cdot 10^3$  kg.

##### **3.3.1.2. Calculs effectués**

###### **3.3.1.2.1. Cas étudiés**

Il subsiste une incertitude sur les conditions de déversement du corium de la cuve et sur le mélange des phases métallique et oxyde à l'ouverture de la trappe fusible. Les séquences suivantes à l'entrée de la chambre d'étalement sont théoriquement possibles :

- Métal → oxyde, y compris laitier (après l'inversion de couches).
- Oxyde → métal → laitier (avant l'inversion de couches).
- Solution avec métal et oxyde en suspension et avec laitier dissous.

Comme le code  $\square$  ne traite que les fluides à composant unique, ces différentes possibilités d'écoulement doivent être limitées aux cas simples suivants :

1a Etalement de corium métallique sur le béton, suivi d'un

1b Etalement de corium oxyde (incluant du laitier) sur le corium métallique déjà étalé,

2 Etalement de corium oxyde sans laitier sur le béton,

3 Etalement d'un corium mélangé (oxyde, laitier et métal) sur le béton.

L'étalement du corium mélangé est considéré comme le cas de référence (« Ref. ») dans la mesure où un mélange intense provoqué par la production des gaz est envisagé comme un scénario probable. De plus, ce cas correspond aux observations issues de l'essai d'étalement COMAS EU-4 en 2D avec un corium initialement composé de phases de type oxyde et métallique. Cet essai pourrait être simulé

par le code  $\square$  avec un degré d'exactitude satisfaisant en supposant la présence d'un fluide à composant unique, à savoir une émulsion de la phase métallique mélangée à l'oxyde.

#### 3.3.1.2.2. Conditions initiales

Les compositions initiales du corium pour le calcul de l'étalement, issues des résultats du code  $\square$  au moment de l'ouverture de la trappe, figurent dans le tableau [TAB-19.2.2.4.7](#). Le scénario correspondant d'APRP petite brèche avec une puissance résiduelle relativement faible et des températures de corium plus basses a été retenu comme un scénario plus pénalisant pour l'étalement du corium.

Les températures de corium ainsi que les propriétés des matériaux sont récapitulées dans le tableau [TAB-19.2.2.4.8](#).

En raison de la modélisation à composante unique du code  $\square$ , les calculs relatifs au corium métal ou oxyde pur (cas 1a et 2) ne prennent pas en compte la pression sur le fluide dans le puits de cuve (pression liée aux masses/poids des couches superposées d'oxyde, de métal et de laitier). Il en découle des vitesses faibles et conservatives à l'entrée de la chambre d'étalement.

#### 3.3.1.2.3. Conditions aux limites dans le récupérateur de corium

La paroi en béton du fond du récupérateur de même que les structures environnantes qui sont chauffées par le rayonnement thermique en provenance de la surface du corium étalé sont supposées être à une température constante  $\square$ . L'émissivité des structures environnantes en béton a été définie comme étant de 0,94. En réalité, la température ambiante augmente en raison du réchauffement par rayonnement, ce qui réduit la quantité de chaleur extraite à la surface du corium. Cet effet accroît la capacité d'étalement du corium (limitation du refroidissement du corium). Par ailleurs, la combustion de la peinture époxyde sur le béton n'est pas prise en considération. Les hypothèses prises en compte ci-dessus sont donc bien conservatives vis-à-vis de l'étalement du corium.

Les débits massiques de corium sont adaptés aux conditions conservatives considérant seulement un percement local de la trappe. Pour le cas de référence correspondant à une configuration de corium mélangée, un débit massique enveloppe à l'entrée de la chambre d'étalement est utilisé, voir la figure [FIG-19.2.2.4.20](#) (courbe noire).

#### 3.3.1.2.4. Propriétés du corium

La densité, la fraction solide, la conductivité thermique et la viscosité apparente de la phase liquide sont considérées comme dépendantes de la température. Pour les autres propriétés des matériaux, des valeurs moyennes évaluées pour la composition du corium ont été utilisées conformément au tableau [TAB-19.2.2.4.8](#).

### 3.3.1.3. Résultats

#### 3.3.1.3.1. Cas standards

Les cas 1a, 2 et 3 simulent l'étalement de différents types de corium à différentes températures initiales sur le béton froid du récupérateur. A l'inverse, le cas 1b décrit l'étalement de corium oxyde, incluant du laitier sur un corium métallique chaud déjà étalé. Le tableau [TAB-19.2.2.4.9](#) synthétise les principaux résultats. Pour tous les cas considérés, la chambre d'étalement est totalement recouverte de corium en moins de 40 s. Cette durée sera significativement réduite si la trappe cède avec une plus grande section de passage, ce qui conduit à un écoulement initial plus important de corium dans le canal de transfert. On atteint une épaisseur pratiquement homogène du corium étalée en moins d'une minute.

La figure [FIG-19.2.2.4.21](#) illustre la dynamique de l'étalement par des profils de la surface libre du bain de corium à différents instants pour le cas de référence (corium mélangé/cas 3). Cette figure montre qu'après s'être écoulé dans le canal de transfert jusqu'à la chambre d'étalement, le corium s'étale sur le récupérateur. Dans la chambre d'étalement, l'écoulement est canalisé par les parois latérales du récupérateur et après atténuation des vagues formées à la surface, la hauteur du bain complètement étalé atteint une valeur pratiquement uniforme. La dynamique de l'étalement du corium métallique (cas 1a) et du corium oxyde sur un corium métallique liquide (cas 1b) ressemble à celle du corium mélangé.

L'évolution temporelle du niveau de la surface libre du corium le long de l'axe de symétrie du canal de transfert et de la chambre d'étalement est représentée sur la figure [FIG-19.2.2.4.22](#). La hauteur du corium dans la première cellule est déterminée par le débit massique parabolique postulé dans le calcul. En raison de cette plus grande hauteur, le corium se propage à travers le canal de transfert et atteint la zone d'étalement. Après 200 s, tout le corium s'est écoulé du puits de cuve et 50 s plus tard, tout le corium est étalé dans le récupérateur de corium.

#### 3.3.1.3.2. Températures initiales réduites du corium

Afin d'évaluer les marges, l'étalement du corium mélangé (considéré comme le cas de référence) a également été calculé avec une température initiale réduite du corium  $\square$ . Cette baisse de la température correspond à une augmentation de la viscosité initiale  $\square$ . Il est à noter que cette forte augmentation est attribuée à la teneur relativement faible du bain en béton (par rapport à des essais classiques d'ICB). Pour cette faible teneur, la baisse de température d'environ 200 K est une hypothèse enveloppe. Néanmoins, les études montrent que même cette forte augmentation de la viscosité n'influence que faiblement l'étalement du corium.

#### 3.3.1.3.3. Rhéologie non Newtonienne du corium oxyde

Afin d'estimer l'impact d'effets non Newtoniens sur le processus d'étalement, le cas de l'étalement de la phase oxyde pure (qui est considéré comme le plus sensible), a été analysé de nouveau, mais en supposant une contrainte supplémentaire de type élastique sur le corium oxyde. Comme on ne dispose d'aucune donnée qui puisse correspondre au corium spécifique du réacteur EPR, une limite élastique typique a été définie conformément à l'interprétation d'Epstein des données expérimentales de Roche, et à la proposition de Thomas relative à un accroissement du seuil d'élasticité proportionnel à la puissance un tiers de la fraction solide ([Réf \[6\]](#)). Le calcul avec le code d'étalement  $\square$  n'indique pas de différence notable entre ce calcul et le cas standard 2 auquel il se rapporte. Ceci confirme que les effets non Newtoniens n'ont pas une grande influence sur un processus d'étalement de type EPR.

#### 3.3.1.4. Conclusion de l'analyse avec le code $\square$

Plusieurs calculs  $\square$  d'étalement ont été effectués à partir de différentes hypothèses quant au mélange initial ou à la stratification des phases de corium dans le puits de cuve. Tous les cas étudiés ont permis de conclure à un étalement pratiquement homogène et à une épaisseur uniforme du corium dans la chambre d'étalement en moins d'une minute.

Compte tenu des bons résultats obtenus lors d'une simulation  $\square$  de l'essai d'étalement COMAS EU-4 en 2D en matériaux réels avec des phases de corium métallique et oxyde initialement stratifiées, on a conclu que la séquence d'étalement du réacteur EPR pouvait être raisonnablement représentée par la modélisation du fluide à composant unique, en supposant le métal mélangé avec l'oxyde. Pour ce cas de référence, des variantes aux principales hypothèses ont été examinées. Pour ces variantes, on a également obtenu un étalement complet dans la chambre d'étalement, comme pour le cas de référence.

Des calculs comparatifs, avec un maillage plus fin ont donné des résultats similaires, pour du corium métallique et pour du corium mélangé.

Les conclusions ci-dessus sont cohérentes avec les résultats obtenus par une méthodologie différente d'analyse de l'étalement EPR ; cette analyse a été faite dans le cadre du projet ECOSTAR ([Réf \[10\]](#)).

### 3.3.2. Estimation de l'étalement du corium (modèle empirique)

Pour un étalement dans un espace ouvert (comme le récupérateur du réacteur EPR), le degré de liberté supplémentaire de l'écoulement rend la formation de blocages à l'écoulement de corium très improbable car il n'y a pas d'obstacles pouvant retenir le matériau en cours de solidification. Même si la formation « d'îlots » de corium localement immobilisés était postulée, ils pourraient facilement être contournés, puis être submergés par le corium. Au contraire, dans une situation 1D (canal), le corium pourrait se solidifier et être figé aux murs latéraux provoquant des blocages avec accumulation temporaire de corium. Il en résulterait une plus grande durée d'étalement avec des niveaux de corium localement plus élevés et des distances d'étalement réduites.

L'étalement étant donc a priori plus aisé dans une géométrie 2D, sa réussite peut être estimée, en première approximation, en comparant l'énergie perdue par le corium au cours de l'étalement avec la diminution de l'énergie nécessaire à son immobilisation.

Dans le cas du réacteur EPR, la durée de la phase d'étalement est définie par la durée de l'écoulement à travers la trappe qui est de 200 s au plus, voir § 3.2. La surchauffe initiale prévue du corium oxyde par rapport à sa température d'immobilisation (fraction solide volumique de 50%) est de l'ordre de 300-600 K. Le corium est supposé s'immobiliser lorsque sa fraction volumique solide dépasse 50%. Il n'y a aucun doute concernant l'étalement du corium métallique car sa surchauffe par rapport à sa température d'immobilisation est de l'ordre de 250 K. L'étalement efficace du corium métallique est dû au fait que les pertes thermiques en surface sont plus faibles que pour les oxydes (température et émissivité thermique plus faibles) alors que la conductivité thermique est plus grande. Les caractéristiques d'un corium métallique ne favorisent pas la formation de croûtes et la solidification.

Par conséquent, pour la démonstration avec le modèle empirique, on ne s'intéresse de manière conservatrice qu'à l'étalement du corium entièrement oxyde.

### 3.3.2.1. Étalement du corium dans le canal de transfert

Après son passage à travers la trappe, le corium s'accumule d'abord au fond du canal de transfert sous la trappe. Comme le canal est horizontal, la force motrice pour l'étalement du corium est la pression hydrostatique qui conduit à son écoulement vers la chambre d'étalement.

Plus la hauteur de corium sous la trappe est importante, plus la vitesse d'écoulement sera élevée. Ce processus auto-ajustant mène à des profils de hauteur le long du canal qui s'ajustent progressivement en fonction du temps au débit massique du corium à travers la trappe. La phénoménologie correspondante est traitée en détail dans les analyses [], voir le § 3.3.1. En régime quasi-permanent, le débit massique entrant dans la chambre d'étalement est égal au débit massique à travers la trappe.

Les pertes thermiques à la surface du corium pendant son écoulement dans le canal de transfert sont limitées par la faible conductivité thermique de la zircone couvrant les parois du canal de transfert. L'influence des transferts de chaleur vers la zircone sur la température du corium peut être estimée au moyen de l'inertie thermique du corium et de la capacité d'absorption thermique des murs. Etant donné une masse de corium de  $400 \cdot 10^3$  kg et une capacité thermique typique du corium de 900 J/(kg. K), l'équation :

$$\Delta Q = m \cdot c_p \cdot \Delta T$$

conduit à un taux de refroidissement spécifique du corium de :

$$\Delta T_{\text{corium}} / \Delta Q_{\text{pertes}} = 1 / (m_{\text{corium}} \cdot c_{p_{\text{corium}}}) = 2,7 \cdot 10^{-9} \text{ K/J}$$

Parallèlement, l'évolution de la quantité de chaleur absorbée par les parois en zircone a été calculée [] en considérant de façon conservatrice que toute la surface en zircone est en contact direct avec le corium chaud [] pendant la phase d'écoulement du corium, soit 200 s. En faisant l'hypothèse d'une conductivité thermique quasi-infinie dans le corium et d'un coefficient de transfert thermique élevé de [] à la surface, la quantité de chaleur absorbée par la zircone est donnée en fonction du temps dans la figure FIG-19.2.2.4.23. D'après cette courbe, la quantité de chaleur accumulée par unité de surface de zircone pendant 200 s est de  $6,5 \cdot 10^7$  J/m<sup>2</sup>. En considérant une surface totale du canal de transfert (bas + cotés + haut) d'environ 30 m<sup>2</sup>, on obtient une perte thermique maximale du corium de  $\Delta Q_{\text{zircone}} \sim 2 \cdot 10^9$  J.

Une quantité de chaleur supplémentaire est consommée pour la fusion du revêtement en acier et de la plaque en acier qui supporte les rails nécessaires au transport du bouchon fusible. Avec une

estimation maximale de la surface couverte par le corium de 8 m<sup>2</sup>, une hypothèse conservative de l'épaisseur de la plaque de 2 cm et une densité d'acier de 7500 kg/m<sup>3</sup>, on obtient :

$$\begin{aligned}\Delta Q_{\text{acier}} &= A_{\text{acier}} \cdot d_{\text{acier}} \cdot \rho_{\text{acier}} \cdot (h_{\text{solidification}} + \Delta T_{\text{acier}} \cdot c_{p_{\text{acier}}}) \\ &= 1200 \text{ kg} \cdot (3 \cdot 10^5 \text{ J/kg} + 2000 \text{ K} \cdot 600 \text{ J/(kg.K)}) = 1,8 \cdot 10^9 \text{ J}\end{aligned}$$

Cette valeur est du même ordre de grandeur que les pertes thermiques dans la zircone. La somme des deux pertes thermiques est de  $\Delta Q_{\text{pertes}} = 3,8 \cdot 10^9 \text{ J}$ , valeur qui doit être comparée à la diminution de température du corium. Selon l'estimation présentée ci-dessus, cette quantité de chaleur correspond à une diminution de la température du corium de l'ordre de  $\Delta T \sim 10 \text{ K}$ .

La comparaison de cette valeur à la surchauffe du corium oxyde, typiquement de l'ordre de  $\sim 300 \text{ K}$  par rapport à sa température d'immobilisation, montre que le corium traversera le canal de transfert sans ralentissement significatif. Aucune solidification significative au contact avec les murs ne peut se produire et aucun blocage ne peut se former car cela exigerait qu'une fraction importante de corium se refroidisse à sa température d'immobilisation.

### 3.3.2.2. Étalement du corium dans le récupérateur de corium

Lors de son étalement dans le récupérateur, le corium interagit avec le béton sacrificiel. Le flux thermique maximal dans le béton pendant l'ICB pour des conditions EPR (bain oxyde de 48 cm d'épaisseur au-dessus d'une couche de 9 cm de métal, valeurs pour un taux de vide nul dans le bain) est de  $\sim 1,5 \text{ MW/m}^2$ . Pour les autres configurations, comme un bain oxyde-métal mélangé ou un bain d'épaisseur plus faible (comme c'est le cas pendant l'étalement), les flux thermiques sont plus faibles. Les gaz combustibles (H<sub>2</sub>/CO) produits pendant l'ICB sont supposés s'enflammer et brûler au-dessus de la surface du bain de corium juste après leur relâchement. De ce fait, le volume gazeux de la chambre d'étalement est à haute température, ce qui limitera les pertes thermiques au niveau de la surface supérieure du corium du fait de l'augmentation de la température ambiante. Le flux de chaleur attendu à la surface du corium est d'environ  $100 \text{ kW/m}^2$ , comme cela a pu être constaté dans l'essai ACE-L6 ([Réf \[31\]](#)).

En cumulant les pertes thermiques vers le haut et vers le bas, et en faisant l'hypothèse que, du début de l'étalement jusqu'à sa fin 200 s plus tard, la surface d'échange thermique est égale à la surface totale du récupérateur de corium  $A_{\text{récupérateur}}$ , la perte thermique totale est :

$$\Delta Q_{\text{corium}} = q_{\text{corium}} \cdot \Delta t \cdot A_{\text{récupérateur}} = 5,44 \cdot 10^{10} \text{ J}$$

Ce qui, d'après l'estimation du taux de refroidissement spécifique du corium, conduirait à une baisse de la température de :

$$\Delta T_{\text{corium}} = 2,7 \cdot 10^{-9} \text{ K/J} \cdot 5,44 \cdot 10^{10} \text{ J} = 150 \text{ K}$$

Cette valeur est significativement plus faible que la surchauffe du corium oxyde par rapport à sa température d'immobilisation qui est de l'ordre de 300 K - 600 K.

Dans cette analyse simplifiée, l'énergie consommée pour vaporiser l'eau qui pourrait se trouver dans la chambre d'étalement lors de l'étalement a été négligée. En effet, même en considérant une masse maximale d'eau de l'ordre de 1000 kg, l'énergie requise n'est que d'environ  $1000 \text{ kg} \cdot 2,5 \cdot 10^6 = \sim 2,5 \cdot 10^9 \text{ J}$  et de ce fait plus faible que la puissance résiduelle intégrée sur cette durée de 200 s et qui est elle-même négligée ( $\sim 20 \text{ MW} \cdot 200 \text{ s} = 4 \cdot 10^9 \text{ J}$ ). L'énergie nécessaire à la vaporisation du condensat est donc plus que compensée par la puissance résiduelle. De plus, on peut considérer que la vaporisation de cette eau a lieu partiellement dans le volume gazeux au-dessus du corium du fait de la combustion de H<sub>2</sub> et CO.

### 3.3.2.3. Conclusion

L'analyse des ordres de grandeur ci-dessus montre :

- qu'il n'y a pas de refroidissement significatif du corium dans le canal de transfert. Par conséquent, le corium a sensiblement la même température élevée et la faible viscosité à son entrée dans la chambre d'étalement que dans le puits de cuve, à l'ouverture de la trappe,
- que pendant l'étalement, les pertes thermiques du corium, même en considérant des hypothèses très conservatives, sont insuffisantes pour entraîner une immobilisation globale.

Par conséquent, l'étalement du corium sur le récupérateur sera bien uniforme.

Une analyse plus approfondie de l'approche simplifiée basée sur un bilan énergétique est mise en œuvre dans le modèle d'étalement RIT ; elle est présentée dans le paragraphe suivant.

### 3.3.3. Analyse de l'étalement du corium à l'aide de l'approche RIT

#### 3.3.3.1. Objectif

Le principal objectif de la phase de rétention temporaire du corium dans le puits de cuve est d'étaler le corium dans le récupérateur en une seule coulée, le débit de corium devant être relativement élevé et la surchauffe du corium suffisante, par rapport à la température d'immobilisation du mélange corium/béton. La masse totale du corium (métallique et oxyde) est d'environ  $400 \cdot 10^3$  kg ( $60\text{-}70$  m<sup>3</sup>).

L'approche présentée ici vise à appliquer aux caractéristiques de l'étalement de type EPR, la méthodologie basée sur une description phénoménologie de l'étalement du corium et développée par le RIT à Stockholm ([Réf \[11\]](#)). La méthode RIT ne repose pas sur l'utilisation de codes de calcul qui résolvent numériquement l'équation de Navier-Stokes. Elle apporte donc une vision complémentaire sur les propriétés d'étalement du corium.

Selon le modèle RIT, validé par des comparaisons calculs/expériences d'essais d'étalement, le paramètre le plus important, pour le processus d'étalement, est l'épaisseur finale du corium étalé et non la dynamique du processus d'étalement.

#### 3.3.3.2. Observations expérimentales sur l'étalement

Plusieurs essais ont été réalisés pour étudier la phénoménologie de l'étalement du corium. Le principal objectif de ces essais était d'acquérir des connaissances pour pouvoir développer et valider des modèles. Il s'agit, en particulier, des programmes d'expérimentation menés par le JRC (FARO L-26), le SNU (COMAS), le RIT (S3E), le CEA (VULCANO) et le FZK (KATS) directement liés à la vérification du concept EPR de rétention du corium. En dépit de certains paramètres ne correspondant pas à des conditions réelles réacteur (échelles réduites des essais, basses températures, utilisation de matériaux simulants, géométrie de la chambre d'étalement), ces essais ont apporté des enseignements précieux sur la physique de l'étalement du corium.

Dans les essais KATS ([Réf \[15\]](#)), par exemple, on a observé qu'en dépit du fait que les surfaces d'étalement en béton présentaient des différences (couche de peinture, sans couche de peinture, sèches ou mouillées), les distances de l'étalement étaient comparables aux à celles obtenues pour les surfaces en céramique. En outre, on a constaté que la présence d'eau résiduelle n'avait pas d'influence significative sur l'étalement dans le cas de déversements de corium à fort débit. Dans les expériences COMAS, on a observé que les distances d'étalement étaient semblables dans les canaux possédant une couche d'acier, de céramique ou de béton. Dans l'expérience FARO L-26, on a même trouvé qu'un corium de composition représentative d'un corium « en cuve » (sans béton) s'étalait très bien malgré une faible surchauffe. Selon l'expérience COMAS 5a, l'étalement s'est déroulé avec succès même pour des températures comprises dans l'intervalle solidus/liquidus.



### 3.3.3.3. Description de la méthodologie

En général, l'étalement du corium est un processus complexe couplant mécanique des fluides et thermique et régi par :

- (1) les mouvements hydrodynamiques du liquide qui s'étale (le bain de corium),
- (2) la solidification du corium pendant le processus d'étalement.

Le point (1) est contrôlé par les forces gravitationnelles, d'inertie, de viscosité et de surface. Selon la viscosité, l'étalement du liquide peut entrer dans la catégorie des régimes contrôlés par les forces de gravité et d'inertie (gravité-inertie) ou des régimes contrôlés par les forces de gravité et la viscosité (gravité-viscosité). Le point (2) est régi par les transferts thermiques entre le corium et l'environnement c'est-à-dire les flux de la chaleur à travers les frontières du bain  $q''_{dn}$  (vers le bas) et  $q''_{up}$  (vers le haut), la puissance résiduelle  $q_v$ , et les changements de phase (solidification). Pour le réacteur EPR, d'autres phénomènes (par exemple, les interactions corium/eau et corium/béton ainsi que la stratification du corium) ont un effet négligeable pendant la courte durée de l'étalement, ou bien sont enveloppés par des incertitudes sur la description d'autres phénomènes ou relatives au scénario.

Un état de l'art des connaissances les plus avancées sur l'étalement du corium (base de données, simulation, méthodes d'analyse et considérations d'échelle) est présenté dans [Réf \[11\]](#), où l'on trouve également une description complète de la méthodologie RIT. Cette méthodologie a tout d'abord été développée pour simuler l'étalement dans des canaux unidimensionnels, puis a été étendue par la suite à l'étalement dans les canaux en 2D et, plus important encore, l'étalement dans un espace ouvert.

Dans la méthode RIT, l'épaisseur finale du corium étalé,  $\delta_{spr}$ , est fonction des échelles de temps de deux processus antagonistes : l'étalement hydrodynamique (convectif)  $T_{conv}$ , et la solidification  $T_{solid}$ . Dans le régime de gravité-inertie, l'échelle temporelle de l'étalement hydrodynamique,  $T_{conv}$ , est définie comme étant la durée nécessaire au liquide (le bain de corium) pour atteindre sa hauteur capillaire,  $\delta_{cap}$ . La durée caractéristique de solidification,  $T_{solid}$ , est définie comme la durée nécessaire au refroidissement du corium jusqu'à sa température d'immobilisation. Pour cela, non seulement la surchauffe mais aussi une partie  $\eta$  de la chaleur latente de fusion de corium doivent être extraites du bain. À partir des équations de conservation de masse et de mouvement, une relation (en racine carrée) a été établie entre une échelle de longueur adimensionnelle (représentant le ratio  $\delta_{spr}/\delta_{cap}$ ) et une échelle de temps adimensionnelle (représentant le ratio  $T_{conv}/T_{solid}$ ). Cette loi en racine carrée s'est avérée être valable à la fois dans le régime gravité-inertielle et dans le régime gravité-visqueuse, en utilisant un nombre adimensionnel de viscosité déduit analytiquement.

### 3.3.3.4. Méthodologie et validation

Un programme expérimental intitulé « Scaled Simulant Spreading Experiments » (S3E) a été réalisé au RIT. Les données issues de S3E ont été analysées et l'on a vérifié que l'approche dimensionnelle présentée précédemment permettait de reproduire ces données. La méthode RIT a ensuite été utilisée pour estimer la distance d'étalement dans des essais d'étalement unidimensionnel de corium oxyde à haute température. Un excellent accord a été obtenu entre les résultats des calculs prédictifs et les résultats des essais. Cette validation a confirmé les hypothèses faites lors du développement du modèle (par exemple  $\eta=0,5$ ) et a justifié le choix des corrélations de transfert thermique utilisées.

La méthode RIT a été largement validée en utilisant les données expérimentales issues des essais d'étalement KATS, COMAS, VULCANO et FARO. On a constaté que cette méthode permettait d'estimer de manière assez exacte la distance d'étalement dans des canaux unidimensionnels et bidimensionnels (COMAS EU-4, VULCANO et FARO L-26). On a également constaté que l'étalement dans les canaux bidimensionnels est limité par les parois latérales du canal et qu'il peut donc être considéré comme essentiellement unidimensionnel.

La méthode RIT a été utilisée pour procéder à des pre-calculs de l'essai COMAS EU-2b. Un bon accord a été obtenu entre les prévisions et la distance d'étalement observée par l'essai.

La validation de la méthode RIT pour l'étalement du corium sur une surface libre dans un espace ouvert a également été faite sur la base de données obtenues à partir des essais en matériaux simulants du RIT. Il a été établi que l'étalement du corium dans un espace ouvert (sans parois latérales canalisant l'écoulement) diffère significativement d'un étalement unidimensionnel. Comme le corium se répand dans toutes les directions, l'échelle temporelle de l'étalement hydrodynamique est réduite, et donc la surface concernée par l'étalement est beaucoup plus grande. Il en résulte que dans le cas d'un étalement dans un espace ouvert, l'épaisseur du corium étalé peut décroître d'un facteur de 3 à 10 par rapport à un étalement unidimensionnel.

### 3.3.3.5. Application à l'étalement dans le réacteur EPR

La méthodologie développée au RIT a été utilisée afin de prédire l'étalement du corium pour le réacteur EPR. La conception de la chambre d'étalement du réacteur EPR correspondant à un étalement sur un espace ouvert, on a donc utilisé la méthode RIT (i) en prenant pour hypothèse un espace ouvert et (ii) dans un second temps un canal. L'étude menée sur le canal détermine une limite inférieure conservative de la surface recouverte par le corium.

Les caractéristiques de l'étalement du corium dans le cas du réacteur EPR ont été évaluées pour plusieurs scénarios d'accidents de fusion du cœur. Pour ces scénarios la surchauffe et le débit du corium ainsi que certaines propriétés physiques présentent des incertitudes. Les conséquences des incertitudes relatives scénarios et à la modélisation des phénomènes sont détaillées. Une évaluation de type probabiliste, incluant les modèles déterministe et paramétrique, a été développée pour estimer l'influence des incertitudes phénoménologiques et celles liées au scénario, sur les paramètres importants pour la sûreté, à savoir l'épaisseur finale du corium étalé, ou encore la surface d'étalement recouverte par le corium.

Cette évaluation a été effectuée sur deux cas de base avec une masse faible (cas A) et une masse importante (cas B) de béton sacrificiel mélangé au corium oxyde avant l'étalement. En outre, une gamme de faibles débits d'écoulement est considérée dans le cas B, de manière à pénaliser l'évaluation des caractéristiques d'étalement.

Pour tous les cas étudiés, le modèle d'étalement unidimensionnel prédit un étalement important<sup>[1]</sup>. En comparaison, le modèle d'étalement dans une zone ouverte qui est le plus pertinent pour le réacteur EPR prédit un bon étalement avec des ratios  $A_{theo}/A_{EPR} \geq 1$  dans tous les cas. Ce résultat plus favorable du cas 2-D s'explique par le fait que, même si le corium est localement immobilisé, les filots ainsi formés peuvent être contournés, sans les restrictions imposées par les parois d'un canal.

Les résultats des études de sensibilité montrent que les paramètres les plus importants sont la masse totale de corium et le débit d'écoulement du corium. Dans la gamme étudiée des paramètres, les autres facteurs, tels que les incertitudes liées aux scénarios ou à la description des phénomènes, n'ont pas d'impact significatif sur les résultats de l'évaluation.

En conclusion, les résultats de l'analyse d'étalement du corium pour la géométrie du réacteur EPR montrent que, pour les conditions d'arrivée du corium considérées, la totalité de la chambre d'étalement est uniformément recouverte par le corium.

## **3.4. ANALYSE DE L'INTERACTION CORIUM-BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

### **3.4.1. Hypothèses spécifiques**

Les conclusions présentées dans cette partie sont une synthèse des analyses et résultats présentés en détail dans [Réf \[27\]](#). Ces conclusions sont basées sur les résultats du scénario de rupture de la ligne d'expansion (APRP grosse brèche) utilisé pour le calcul des masses et énergie libérées dans l'enceinte durant la phase d'interaction corium/béton dans le puits de cuve. Ainsi on utilise comme données d'entrée les caractéristiques du corium déterminées pour ce scénario, à la fin de la phase d'interaction corium/béton dans le puits de cuve, voir le tableau [TAB-19.2.2.4.10](#). Les épaisseurs des couches de métal et d'oxyde avant interaction avec le béton dans la chambre d'étalement sont respectivement de 11 cm et 37 cm.

Comparé aux autres scénarios, celui de la rupture de la ligne d'expansion présente une puissance résiduelle élevée dans le corium. En outre, le bain de corium est modélisé en configuration stratifiée, en considérant la couche métallique en dessous de celle d'oxydes durant toute la phase d'interaction corium/béton dans le récupérateur de corium. La combinaison de ces deux hypothèses conduit à une vitesse d'ablation élevée et, par conséquent, à une courte durée d'interaction avec un taux de relâchement de gaz élevé. En fait, la quantité totale de gaz produite dépend assez peu de la configuration du bain de corium mais principalement de la quantité de béton susceptible d'être érodée et qui est pratiquement constante. Ainsi la production de gaz prédite sur la base de ces hypothèses peut être considérée comme un résultat réaliste enveloppe.

Concernant les transferts de chaleur au niveau de la surface du corium avant et après le noyage, le rayonnement thermique avec les structures environnantes, par exemple le plafond de la chambre d'étalement, est modélisé. Le début du noyage, qui survient 5 minutes après l'étalement, ne peut pas être pris en considération à cause de la limitation du modèle utilisé. Par conséquent, la détermination de la quantité de gaz relâchée au cours de l'interaction corium/béton est effectuée de manière indépendante de l'évaluation de la production de vapeur résultant du noyage de la surface du corium, qui est traitée dans le [§ 3.5.](#)

L'émissivité de la surface du corium oxyde et celle de la surface du plafond en béton sont supposées égales à  $\square$ .

On considère dans l'analyse une épaisseur moyenne de la couche de béton sacrificiel dans la chambre d'étalement  $\square$ , voir section 19.2.1. On considère un béton siliceux ordinaire, dont la composition et les propriétés de décomposition sont indiquées dans le tableau [TAB-19.2.2.4.1.](#)

L'interaction corium/béton s'achève lorsque la couche inférieure est totalement traversée par le corium.

L'analyse de l'interaction corium/béton dans le récupérateur de corium est réalisée avec le code  $\square$ . Ce code ne simule pas l'interaction entre le corium et la structure métallique du récupérateur quand tout le béton du récupérateur a été érodé. Les parois latérales du récupérateur sont supposées adiabatiques quand le mélange corium/béton entre en contact avec elles. Le calcul de l'ICB s'arrête quand la couche de béton sacrificiel inférieure est entièrement érodée.

### **3.4.2. Résultats obtenus**

#### **3.4.2.1. Progression du front d'ablation et évolution de la température**

Le rôle du béton sacrificiel de la chambre d'étalement est de protéger le récupérateur vis-à-vis du corium durant son étalement et de réduire sa température avant qu'il n'entre en contact avec les structures métalliques de refroidissement. De plus, le délai apporté par l'ablation du béton retarde l'instant à partir duquel la puissance transmise par le fond du récupérateur doit être évacuée par l'eau de refroidissement. Cela retarde l'établissement d'un régime hydraulique dans les canaux et, par conséquent, augmente les marges vis-à-vis de situations non refroidies (retard dans l'arrivée de l'eau). Les résultats de l'analyse sont présentés vis-à-vis de ces objectifs.

La position des couches oxyde et métallique s'étant inversée dans le puits de cuve, seul le corium métallique interagit avec la couche horizontale de béton couvrant la surface du récupérateur. La figure [FIG-19.2.2.4.24](#) illustre la progression du front d'ablation vers le bas. Dans la mesure où le corium métallique est initialement surchauffé, le processus d'ablation se caractérise par deux phases successives bien distinctes. La première phase est une phase transitoire de refroidissement du corium métallique caractérisée par des vitesses d'ablation élevées, jusqu'à  $9 \cdot 10^{-5}$  m/s. Cette phase débute lors du contact du corium avec le béton et s'achève lorsque le corium métallique atteint sa température de liquidus, qui est de l'ordre de  $1400^\circ\text{C} - 1500^\circ\text{C}$  ; l'évolution de la température est illustrée dans la figure [FIG-19.2.2.4.25](#) Durant la seconde phase, le front d'ablation progresse à une vitesse quasi constante, de l'ordre de  $1,8 \cdot 10^{-5}$  m/s, qui est proportionnelle à la puissance résiduelle totale dissipée dans le métal et dans l'oxyde ; la température du corium métallique est pratiquement constante, à la valeur de liquidus. D'après la figure [FIG-19.2.2.4.24](#), la durée nécessaire à l'érosion  $\square$  de la couche de béton est d'environ 5700 s.

A titre de comparaison, le temps nécessaire au noyage du fond de la structure de refroidissement est de 100 s ou 200 s, selon qu'une ou deux vannes sont ouvertes, ce qui montre que l'épaisseur du béton sacrificiel garantit amplement le refroidissement du récupérateur à l'instant où le corium entre en contact avec les structures métalliques de refroidissement. En outre, le corium métallique se refroidit jusqu'à sa température de liquidus, qui est la température minimale qu'il puisse atteindre en phase d'interaction corium/béton, et cela conduit à la sollicitation thermique la moins pénalisante pour le récupérateur.

#### **3.4.2.2. Production de gaz dans l'enceinte par l'interaction corium/béton dans le récupérateur de corium**

Les figures [FIG-19.2.2.4.26](#) à [FIG-19.2.2.4.29](#) illustrent le relâchement de H<sub>2</sub>O, H<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> et CO en fonction du temps. H<sub>2</sub> et CO sont principalement produits par l'oxydation de la couche de métal résiduelle, riche en Cr et Fe. La phase initiale, caractérisée par une vitesse d'ablation élevée et donc un taux de relâchement de gaz également élevé, contraste avec la seconde phase durant laquelle la vitesse d'érosion du béton est pratiquement constante et le taux de relâchement de gaz inférieur d'une décade environ. Les quantités totales de H<sub>2</sub>O et H<sub>2</sub> produites par l'interaction corium/béton sont respectivement de 27,8 kg et 382,1 kg. Les faibles masses de CO<sub>2</sub> (0,07 kg) et CO (87,6 kg) produites résultent de la faible teneur en CO<sub>2</sub> dans le béton. La température de relâchement de ces gaz est supposée être égale à celle de la couche supérieure du bain. Ainsi, pour l'interaction corium/béton dans le récupérateur de corium, cette température est celle du corium oxyde, dont l'évolution est présentée en figure [FIG-19.2.2.4.25](#). Il est à noter que la température initiale de relâchement est de 2000°C et décroît progressivement jusqu'à 1900°C à la fin de l'interaction.

### **3.5. NOYAGE ET TREMPE DU CORIUM**

#### **3.5.1. Principaux phénomènes**

La modélisation du noyage et de la trempe du corium est déterminante pour le calcul de la pression et de la température dans l'enceinte car c'est une phase de production importante de vapeur. Un descriptif complet des modèles utilisés est donc fourni dans les paragraphes suivants. Cette section présente essentiellement le calcul des débits vapeur.

Après son débordement au dessus des parois latérales du récupérateur, l'eau se déverse sur le corium étalé. Le front de trempe du corium se déplace alors de la périphérie vers le centre de la chambre d'étalement.

Au début du noyage, l'interaction corium/béton est en cours et le corium est soumis à un mélange convectif intense, dû aux gaz de décomposition du béton. Le flux de chaleur au niveau de l'interface avec l'eau est donc important et l'ébullition en film est le principal mode de transfert de chaleur entre le corium et l'eau.

Dans le régime d'ébullition en film, on s'attend à un transfert thermique efficace par conduction et par rayonnement à travers l'interface agitée corium-eau (augmentation de la surface d'échange). De plus, des gouttelettes de corium seront entraînées dans l'eau par les gaz issus de la décomposition du béton. Les flux thermiques qui en résultent, tels que mesurés dans le programme expérimental MACE, se situent dans une gamme supérieure à 2 MW/m<sup>2</sup>.

Pour la surface d'étalement  , cela correspond à une puissance thermique totale supérieure à 350 MW  . Ces valeurs correspondent aux débits moyens déversés après l'ouverture d'une / deux vannes de noyage.

Peu après la première phase de noyage débute une phase transitoire de solidification globale. Comme le corium oxyde solide a une densité supérieure au corium liquide, les fragments de matériau solidifié formés à la surface seront mélangés à nouveau dans le bain de corium et provoqueront une diminution globale de sa température. Ce processus entraîne une rupture du film de gaz et la formation d'un corium oxyde visqueux. La diminution de température à la surface, qui résulte de la transition à des échanges de chaleur en régime d'ébullition nucléée s'accompagne de la formation d'une croûte.

La fin de la phase de solidification globale du corium s'accompagne d'une forte diminution du flux thermique évacué qui peut finir par s'annuler : le corium est alors isolé thermiquement de l'eau, sa température globale s'accroît à nouveau (en raison de la puissance résiduelle), et des mouvements de convection se développent à nouveau. La température du corium et l'épaisseur de la croûte sont alors proches de leur valeur à l'équilibre correspondant à la valeur de la puissance résiduelle interne.

Les particules de corium et les gouttelettes entraînées dans l'eau par les gaz de décomposition du béton (qui passent à travers les fissures et les orifices se formant dans la croûte) peuvent se déposer sur la croûte en formation. Ces projections de corium similaires à des éruptions volcaniques ont pu être observées dans des essais effectués avec des matériaux simulants et avec des matériaux réels. Le lit de particules ainsi créé transfère sa chaleur résiduelle directement dans l'eau. Un refroidissement efficace se fait également dans les régions poreuses que la fissuration thermique peut éventuellement créer dans la croûte. La pertinence de ce phénomène est cependant un sujet de R&D encore en cours et ses apports sont difficiles à quantifier. Dans toutes les études relatives au réacteur EPR, une valeur réaliste  $\lambda$  est prise en compte pour la fraction massique de corium refroidissable. Le choix de cette hypothèse est justifié dans les paragraphes suivants.

Alors qu'il est possible de décrire localement les différentes phases du processus de noyage, il est difficile de se faire une image précise de ce qui se passe à l'échelle de la chambre d'étalement, l'eau n'arrivant que sur la périphérie du dispositif la région centrale n'étant inondée qu'en dernier. Différentes phases d'interaction corium-eau coexisteront donc à différents endroits au même instant.

On s'attend à ce que le noyage d'un bain de corium contenant des oxydes au cours d'une interaction corium/béton (MCCI) conduise à une fragmentation même partielle du bain et améliore le refroidissement de sa surface. Comme la fragmentation induit un transfert de chaleur direct entre le corium et l'eau, l'estimation du degré de fragmentation est particulièrement importante pour le calcul des débits de vapeur relâchés dans l'enceinte.

Les mécanismes possibles sont les suivants :

N°1 : le mélange initial d'eau et de corium liquide au niveau de l'interface en agitation,

N°2 : la formation d'une croûte partiellement poreuse,

N°3 : la rupture de la croûte avec intrusion d'eau,

N°4 : la projection, par l'écoulement de gaz, de corium, dans l'eau au-dessus de la croûte.

Ces phénomènes ont été étudiés dans le cadre d'un certain nombre de projets expérimentaux, et notamment par les essais MACE (ANL) – voir [Réf \[3\]](#), [Réf \[12\]](#) et [Réf \[13\]](#) (essais avec maintien d'un chauffage du corium ; la masse utilisée atteint  $2 \cdot 10^3$  kg, pour divers types de bétons) et les essais KAPOOL (FZK) - voir [Réf \[14\]](#) (essais transitoires avec des masses de matériaux simulants pouvant atteindre 400 kg et en interaction avec différents types de bétons).

Malgré l'ampleur des travaux de R&D réalisés à ce jour, on ne sait toujours pas si des mécanismes de type fragmentation peuvent être suffisamment efficaces pour créer un corium partiellement refroidissable dans des conditions représentatives du cas réacteur (grands bains de corium contenant des oxydes).

Un avis d'experts européens sur le sujet est rapporté dans l'évaluation du groupe WP3 du projet EUROCORE, voir [Réf \[16\]](#). Il permet de définir une valeur réaliste de fragmentation du corium pendant son noyage dans la chambre d'étalement.

Au cours de la trempe, la fragmentation en partie supérieure augmente l'énergie transférée dans l'enceinte mais uniquement si les fragments formés restent solides jusqu'à la fin du processus de noyage. Tout matériau qui se solidifierait momentanément mais qui serait ensuite mélangé à nouveau à du corium et retournerait à l'état fondu pendant la courte phase de noyage ne doit pas être pris en considération. Ceci exclut la prise en compte du mécanisme 1 de la liste ci-dessus, le mélange initial d'eau et corium liquide.

Le mécanisme n°4 (éjection de corium), bien qu'efficace à long terme, ne peut avoir qu'un effet limité au cours de la phase de noyage. Pour qu'il soit efficace, une croûte doit être déjà bien formée sur laquelle les matériaux projetés puissent se déposer, et pendant une durée suffisante pour qu'une quantité importante de matériaux s'accumule. Les croûtes ne se forment qu'à l'issue de la phase de refroidissement global. À ce moment-là, le corium est visqueux et l'interaction corium/béton est lente : le processus d'éjection de corium est forcément peu efficace (faible débit de gaz). En outre, tant que certaines parties du corium (au centre de la chambre d'étalement) ne sont pas encore atteintes par le front de noyage, le gaz s'échappera du corium à cet endroit plutôt qu'au niveau de la croûte poreuse. Ce phénomène a été observé lors des expériences KAPOOL (voir [Réf \[14\]](#)).

Le mécanisme n°3 (la fissuration de la croûte avec pénétration de l'eau dans les fissures) est également peu efficace car les phénomènes liés à ce mécanisme impliquent une croûte déjà bien formée, à l'intérieur de laquelle des tensions thermomécaniques se produisent au cours du refroidissement. Ces phénomènes auront juste commencé à la fin de la phase de noyage. De plus, les derniers résultats du programme SWICSS d'interaction corium/béton de l'OCDE (voir [Réf \[17\]](#)) indiquent que ce mécanisme ne peut être efficace que dans les bains dont la teneur en béton fondue est faible.

Par conséquent, le seul mécanisme qui reste à prendre en compte est la formation de la croûte en surface (mécanisme n°2). Dans le réacteur EPR, ce phénomène est lié à la progression du front d'eau de la périphérie vers le centre du bain de corium. Ce mode de noyage diffère du mode d'injection de l'eau utilisée dans les essais MACE, toute la surface du bain étant noyée uniformément en une seule fois.

Dans le cas d'un front de noyage évoluant lentement, avec un gaz de décomposition du béton ne pénétrant pas la croûte en formation, on s'attend à ce que la croûte solide qui se crée ait une faible porosité, surtout le long des parois latérales (voir [Réf \[14\]](#)). Avec une faible porosité, l'épaisseur de la croûte  $\Delta x$  est exclusivement déterminée par l'équilibre entre les flux thermiques interne et externe ainsi que par la conductivité thermique de l'oxyde solide.

Pour un flux thermique interne moyen dans la chambre d'étalement pendant l'interaction corium/béton d'environ 100 kW/m<sup>2</sup> (la puissance résiduelle étant divisée par la surface), une conductivité thermique de l'oxyde solide de 2 W/mK, et une différence de température entre le bain de corium et l'eau de 2000 K (ébullition nucléée), on obtient une épaisseur de croûte de 4 cm. Ceci correspond à environ 10% de l'épaisseur totale de l'oxyde, qui est de 42 cm.

En supposant que :

- la croûte en formation aura une certaine porosité,
- que les autres mécanismes précédemment décrits ne joueront qu'un rôle limité dans la fragmentation,

une fragmentation  $\square$  de la masse du corium oxyde est considérée. Cette hypothèse de fragmentation  $\square$  du corium oxyde à court terme est une «estimation réaliste avec des hypothèses enveloppes» vis-à-vis de la quantité de vapeur et de l'augmentation de pression dans l'enceinte.

Le même taux de fragmentation est aussi utilisé pour l'analyse effectuée  $\square$  pour les profils de température à long terme dans le corium étalé (voir [§ 3.6.](#)). Cette analyse est représentative de la situation à long terme après le noyage initial, lorsque des croûtes stables se sont formées sur toute la surface du corium. Dans ces conditions, les mécanismes n°3 et n°4 peuvent alors contribuer à l'obtention d'une meilleure capacité de refroidissement qu'à court terme. Une fragmentation  $\square$  à moyen et à long terme est la meilleure estimation vis-à-vis de la quantité de vapeur produite. Le conservatisme des calculs de production de vapeur, détaillés au [§ 3.5.2.](#), repose sur l'hypothèse que le corium oxyde restant  $\square$  est instantanément refroidi à sa température d'immobilisation (température pour laquelle la fraction solide volumique est de 50%). En effet, cette hypothèse (i) maximise la quantité d'énergie transmise à l'eau (car le corium non fragmenté ne peut pas entièrement chuter à sa température d'immobilisation) et (ii) minimise le temps de transfert de cette chaleur à l'eau (car le refroidissement du corium non fragmentés ne peut pas être instantané). Ce choix de modèle permet donc d'obtenir un taux d'évaporation conservatif.

### 3.5.2. Modélisation utilisée

Les hypothèses suivantes, basées sur la phénoménologie décrite ci-dessus, sont faites afin de déterminer le transfert thermique pendant chacune des phases distinctes de la trempe.

#### 3.5.2.1. Noyage initial du corium

Cette phase couvre la période entre le premier déversement d'eau sur le corium et le noyage de toute la surface. Au cours de cette phase, le transfert thermique total vers la surface dépassant la puissance nécessaire à l'évaporation de toute l'eau introduite, le débit de vapeur formée correspond au débit d'injection d'eau.

La durée du noyage dépend essentiellement de l'hypothèse correspondant à la fraction d'énergie contenue dans le corium qui peut être transférée à l'eau. Le refroidissement global et la fragmentation superficielle sont les deux mécanismes principaux à prendre en compte pour évaluer ce transfert. Par conséquent, les paramètres qui déterminent ces deux processus sont essentiels pour la durée de la phase de noyage du corium et donc pour l'évaluation des masses et énergies libérées dans l'enceinte.

La phase initiale de trempe s'achève lorsque la quantité d'énergie disponible dans le corium et toute la puissance résiduelle générée pendant la période sont consommées par vaporisation. On peut obtenir ce temps  $t_1$  correspondant en résolvant l'équation suivante :

$$\dot{m}_{flood} (h_{steam}(T_{sat}) - h_{water}(T_{in})) * (t_1 - t_0) - \int_{t_0}^{t_1} \dot{Q}(t)_{ox}^{decay} dt = m_{ox} [x_{frag} (h_{ox}(T_0) - h_{ox}(T_{1000^{\circ}C}) + c_p (T_{1000^{\circ}C} - T_{sat})) + (1 - x_{frag}) (h_{ox}(T_0) - h_{ox}(T_{50\%}))]$$

La signification de ces termes est la suivante :

$$\dot{m}_{flood} (h_{steam}(T_{sat}) - h_{water}(T_{in})) * (t_1 - t_0) \quad \text{Énergie nécessaire au réchauffement et à l'évaporation de toute l'eau injectée au cours de la période } t_1 - t_0 \text{ considérée.}$$

$$\int_{t_0}^{t_1} \dot{Q}(t)_{ox\_cor}^{decay} dt \quad \text{Énergie liée à la puissance résiduelle générée dans le corium oxyde au cours de la période } t_1 - t_0 \text{ considérée. Toute la puissance résiduelle du corium oxyde est prise en compte, ce qui est conservatif.}$$

$$m_{ox} x_{frag} (h_{ox}(T_0) - h_{ox}(T_{1000^{\circ}C}) + c_p (T_{1000^{\circ}C} - T_{sat})) \quad \text{Énergie cédée due à la fragmentation du corium oxyde (chaleur sensible et latente).}$$

$$m_{ox} (1 - x_{frag}) (h_{ox}(T_0) - h_{ox}(T_{50\%})) \quad \text{Énergie cédée due au refroidissement global du corium oxyde.}$$

En ce qui concerne le processus de trempe, seule la partie supérieure du bain composée du corium oxyde est considérée. En effet après l'interaction corium/béton, la température du corium métallique, qui se trouve dans la couche inférieure, est toujours inférieure à celle du corium oxyde. Ainsi, il n'est pas possible d'avoir un transfert d'énergie du métal à l'oxyde. Par conséquent, il est raisonnable de ne pas tenir compte du métal, car il constitue en réalité une source froide supplémentaire pour l'oxyde pendant la trempe.

Les contributions aux échanges d'énergie dus au refroidissement global et à la trempe apparaissent dans la partie droite de l'équation. Ils sont influencés par les trois paramètres suivants :

- 1)  $x_{frag}$  – la fraction massique de la partie fragmentée du corium.
- 2)  $\Delta T_{trempe} = T_0 - T_{sat}$  – la baisse de température moyenne des débris trempés (les températures peuvent, au maximum, chuter à la température de saturation de l'eau à la pression de l'enceinte).
- 3)  $\Delta T_{glob} = T_0 - T_{50\%}$  – la baisse de température au cours du refroidissement global (les températures peuvent, au maximum, chuter à la température d'immobilisation du corium oxyde, qui est généralement la température à laquelle la fraction volumique solide atteint 50%).

La durée du noyage étant relativement courte, en général 1000 à 2000 s, et la puissance résiduelle n'est que faiblement modifiée pendant cette phase. L'intégrale de la puissance résiduelle peut alors être remplacée par :

$$\int_{t_0}^{t_1} \dot{Q}(t)_{ox\_cor}^{decay} dt = \dot{Q}((t_1 + t_0)/2)_{ox\_cor}^{decay} * (t_1 - t_0)$$

L'équation ci-dessus est facilement résolue pour l'inconnue  $t_1$ .

On considère la vapeur relâchée aux conditions de saturation ce qui maximise le débit au détriment de la température.

### 3.5.2.2. Phase de remplissage d'eau

À l'issue de la période initiale de noyage, le transfert thermique à la surface du corium n'est plus suffisant pour vaporiser immédiatement toute l'eau entrante et une nappe d'eau sous-refroidie commence à s'accumuler à la surface du corium. Le corium est alors constitué d'une couche supérieure d'oxyde fragmentée au-dessus d'un bain de corium à une température relativement basse (prise égale à la température d'immobilisation, en accord avec la modélisation présentée dans le § 3.5.2.1.).

La modélisation utilisée suppose que la puissance résiduelle dégagée dans la partie fragmentée est directement transférée à l'eau alors que la puissance résiduelle dans la partie restante sert à réchauffer le corium tant que ce corium n'a pas ré-atteint sa température initiale. Une fois cette température atteinte, le modèle suppose que toute la puissance résiduelle de la partie non-fragmentée est transmise à l'eau accumulée au-dessus du corium. Dans ces conditions, l'équilibre hydrostatique entre l'eau de l'IRWST et l'eau de la chambre d'étalement est atteint avant que l'ébullition ne reprenne dans la chambre d'étalement. L'instant  $t_2$  pour lequel l'ébullition reprend est donc obtenu en résolvant l'équation suivante :

$$\int_{t_1}^{t_2} \dot{Q}(t)_{ox}^{decay} dt = \dot{Q}_{ox}^{decay} ((t_2 + t_1)/2) \cdot (t_2 - t_1) = m_{ox} (1 - x_{frag}) (h_{ox}(T_0) - h_{ox}(T_{50\%})) + m_{water} (h_{water}(T_{sat}) - h_{water}(T_{in}))$$

où  $m_{water}$  est la masse d'eau accumulée au-dessus de la chambre d'étalement lorsque l'équilibre hydrostatique est atteint.

### 3.5.2.3. Vaporisation à long terme

Une fois  $t_2$  atteint, l'ébullition reprend et le débit de vapeur est défini par le niveau de la puissance résiduelle dans le corium :

$$\dot{m}_{evap}(t) = \frac{\dot{Q}(t)_{ox}^{decay}}{(h_{steam}(T_{sat}) - h_{water}(T_{in}))}$$



### 3.5.3. Résultats obtenus

Selon le modèle conservatif décrit dans le chapitre précédent, l'évolution du relâchement de la vapeur d'eau dans l'enceinte a été calculée pour un cas d'APRP grosse brèche. Les propriétés du corium ainsi que les hypothèses de l'analyse sont présentées dans le tableau [TAB-19.2.2.4.11](#).

Pendant la trempe, une pression moyenne dans l'enceinte  $P$  a été supposée, ce qui correspond à une température de saturation eau/vapeur  $T_{sat}$ .  $P$  La chaleur spécifique et la chaleur latente du corium oxyde ont été déduites de la courbe d'enthalpie spécifique du corium pour la gamme des températures considérées, voir la figure [FIG-19.2.2.4.30](#).

La température pour laquelle la fraction volumique solide dans l'oxyde est de 50% détermine la température minimale du corium oxyde après le refroidissement global ; elle est donnée dans la figure [FIG-19.2.2.4.31](#)  $T_{min}$ . Pour le refroidissement global, ceci donne une différence de température maximale  $\Delta T$ .

Le dernier paramètre à déterminer est la température maximale des débris après la trempe. Cette valeur dépend du processus de fragmentation. Un lit de particules complètement refroidissable aura une température très inférieure à celle d'une croûte fissurée avec une intrusion d'eau locale. Pour pouvoir estimer de manière conservatrice la production de vapeur d'eau, on suppose que les débris refroidissent à la température de saturation de l'eau  $T_{sat}$ .

Les résultats obtenus  $\Delta T$  sont récapitulés dans le tableau [TAB-19.2.2.4.12](#)  $\Delta T$ .

Dans les deux cas, la durée nécessaire pour qu'un débit de vapeur réapparaisse lorsque la chambre d'étalement est noyée n'est pas contrôlée par la durée nécessaire au remplissage de la chambre, mais par la durée nécessaire au réchauffement de la quantité d'eau jusqu'à la saturation.

Le débit de vaporisation au-delà des temps limites du calcul effectué  $\dot{m}$  correspond à la puissance résiduelle totale présente dans le corium, variable en fonction du temps.

### 3.6. ANALYSE DE LA RÉTENTION DU CORIUM À LONG TERME : CHARGEMENTS THERMIQUES SUR LA STRUCTURE MÉTALLIQUE DU RÉCUPÉRATEUR

D'après les calculs, pour un APRP grosse brèche, l'interaction corium/béton s'achève environ 20420 s après l'arrêt automatique du réacteur, comme indiqué sur la figure [FIG-19.2.2.4.24](#). Ce temps de référence est considéré comme le moment du contact initial entre le corium et les structures métalliques de refroidissement du récupérateur. En comparant la durée calculée de l'interaction corium/béton (environ 5700s) avec le temps nécessaire au noyage total du corium  $t_{noy}$  (environ 1500s d'après le tableau [TAB-19.2.2.4.12](#)), on en déduit que le corium sera déjà totalement noyé à cet instant.

L'évacuation de puissance du corium doit alors s'effectuer par l'eau recouvrant le corium et à travers les parois latérales et les canaux de refroidissement du récupérateur.

#### 3.6.1. Estimation enveloppe

Une fois l'ICB dans la zone d'étalement achevée, le bullage cesse et le bain de corium rentre dans un régime de convection naturelle. Dans ce régime, la distribution des flux thermique entre le bain de corium et son environnement est fortement privilégiée vers le haut. En première approximation, les ordres de grandeur des échanges thermiques en régime permanent peuvent être estimés de la manière suivante : pour obtenir une valeur enveloppe du flux thermique vers le haut, on peut diviser la puissance résiduelle maximale du corium  $P_{res}$  par la surface totale couverte par le corium  $S_{tot}$ . Cela correspond au cas où toute la puissance résiduelle est transférée à l'eau. On obtient une valeur d'environ 188 kW/m<sup>2</sup>. La densité de flux thermique évacué latéralement ne peut pas être supérieure à cette valeur qui est donc considérée comme la valeur du flux thermique maximum.

Cette valeur étant nettement inférieure aux flux critiques correspondants (qui sont supérieurs à 1 MW/m<sup>2</sup>) à des échanges avec une paroi verticale ou horizontale (normale orientée vers le haut), on ne s'attend à aucune limitation d'évacuation de puissance par ces frontières.

Pour obtenir une valeur enveloppe du flux thermique vers le fond du récupérateur on peut diviser la puissance résiduelle du corium [1] par la surface totale environnant le corium [1]. On obtient une valeur de [1] 88 kW/m<sup>2</sup>. Ceci suppose l'existence d'une répartition homogène du flux, ce qui ne peut être le cas lorsqu'une convection naturelle se développe, en réalité, le flux thermique transporté vers le haut sera bien plus important. Par conséquent, le flux thermique vers les structures de refroidissement sera toujours inférieur à la valeur indiquée ci-dessus. Cependant, pendant le contact initial entre le corium et le récupérateur, les chargements thermiques transitoires qui en résultent peuvent être plus pénalisants que ceux du régime permanent, en particulier si le corium métallique est surchauffé. Il faut donc analyser plus en détails les marges relatives au transfert thermique vers le bas.

### 3.6.2. Principales hypothèses

Pour obtenir des flux thermiques réalistes pendant la phase transitoire, le corium et la structure métallique du récupérateur ont été modélisés à l'aide du code [1], (l'Annexe 19A). Ce code permet la simulation des processus de solidification et de conduction/convection dans des couches stratifiées. La puissance résiduelle dans chaque couche de corium est définie par un terme source volumique. Comme le code [1] est 1D, les canaux dans la partie inférieure du récupérateur sont pris en compte en divisant l'aire de la section transversale par 2 et en faisant l'hypothèse que la zone d'ébullition se situe à l'extrémité de cet élément. [1] En raison de la modélisation 1D, les pertes thermiques au niveau des parois latérales de la structure ne sont pas prises en compte. Ceci accroît artificiellement le flux thermique calculé vers le haut et vers le bas surtout pendant la phase initiale, quand le corium est encore dans un état liquide. L'évaluation des résultats obtenus doit tenir compte de ce conservatisme.

De manière conservatrice, toute la structure de refroidissement est initialement supposée à la température de saturation de l'eau. Pendant le calcul, la zone de contact avec l'eau dans le canal est modélisée avec une température constante égale à la température de saturation de l'eau.

Pour tous les cas analysés, sauf si une hypothèse différente est mentionnée, il est supposé :

- que le corium (métallique et oxyde) est étalé uniformément sur la surface [1],
- que l'épaisseur des couches de métal et d'oxyde (avec taux de vide nul) à l'issue de l'interaction corium/béton sont respectivement de 9 cm et de 48 cm, ce qui peut être déduit à partir des masses et densités correspondantes indiquées dans le tableau [TAB-19.2.2.4.13](#).
- le corium oxyde qui forme la couche supérieure de corium est refroidissables par noyage.
- l'oxyde se solidifie à une certaine température constante (en raison de la lenteur de la solidification, on ne tient compte d'aucune «zone pâteuse» (voir [Réf \[18\]](#)).

#### Température de solidification du corium

La température de solidification de l'oxyde a été choisie comme étant légèrement inférieure à la température liquidus calculée pour l'oxyde, qui est de ~1960° C, (voir figure [FIG-19.2.2.4.25](#)). La raison en est la modification de la composition de l'oxyde due à la formation de croûtes sur les surfaces environnantes. Ces croûtes sont essentiellement constituées de composants réfractaires (oxydes d'uranium et de zirconium). A l'inverse, le liquide restant s'enrichit de composants à température de fusion plus faible, comme la silice. Il en résulte que la température liquidus du liquide restant décroît progressivement.

Comme la ségrégation de phases et ses conséquences sur la composition du bain ne sont pas prises en considération par le code [1], l'effet doit être anticipé par une baisse moyenne de la température de fusion du corium oxyde. Avec la température de solidification choisie [1], les températures du corium liquide sont surévaluées de manière conservatrice dans les calculs effectués. En effet, l'immobilisation du corium a en réalité lieu pour une température largement inférieure à sa température de liquidus [1].

#### Transfert thermique entre le corium et le récupérateur

L'efficacité du transfert thermique entre le corium métallique et la surface du récupérateur dépend de l'hypothèse du mode de contact. On peut soit préconiser un interstice entre deux surfaces solides (croûte du fond et surface métallique du récupérateur), soit un contact direct entre le corium liquide et

la surface du récupérateur qui conduit à une fusion partielle de la surface du récupérateur (même phénomène que lors de l'interaction du corium et de la cuve).

Sachant que :

- l'interaction corium/béton devrait avoir formé une croûte métallique préexistante au niveau de l'interface entre le corium métallique et le béton « froid »,
- les connaissances acquises dans les fonderies (voir [Réf \[19\]](#)) ainsi que les calculs effectués à la suite des essais d'étalement COMAS montrent que même le corium métallique surchauffé ( $T > 2000^{\circ}\text{C}$ ) forme une croûte quand il est déversé sur une surface métallique "froide".

On suppose généralement que l'un de ces deux phénomènes conduit à la formation d'un interstice. Cet interstice sépare le corium métallique de la surface du récupérateur. La formation d'un interstice s'explique généralement par le rétreint de l'acier fondu lors de sa solidification au contact de la paroi froide. Ce phénomène réduit la surface de contact entre le corium et le récupérateur à quelques zones sur lesquelles la totalité du poids du corium s'applique.

La température initiale de la croûte préexistante est supposée  $\square$ . Le principal mécanisme de transfert thermique par cet interstice est le rayonnement thermique. La convection et la conduction contribuent également au transfert thermique. Ces derniers phénomènes sont pris en compte en considérant un coefficient équivalent de transfert thermique.

On a supposé que la surface des structures de refroidissement est optiquement « noire »  $\square$ . Un transfert thermique important par rayonnement est conservatif vis-à-vis des chargements thermiques du récupérateur car une valeur plus faible accroît l'effet « isolant » de l'interstice et, par conséquent diminue le flux thermique sur le récupérateur. Il a été supposé une valeur  $\square$  pour le facteur de forme et un coefficient  $\square$  de transfert thermique par convection/conduction supplémentaire. Un calcul réalisé à la suite de l'essai COMAS-5a a permis de confirmer que ces données permettant de modéliser le contact entre métal liquide et métal solide étaient réalistes.

#### Transfert thermique entre le récupérateur et l'eau

$\square$  La section des ailettes et celle des canaux de refroidissement sont de 10 cm par 5 cm respectivement, (voir la figure [FIG-19.2.2.4.32](#)). À partir des essais effectuées, on sait que la surface interne totale du canal, partie interne supérieure comprise, restera en contact avec l'eau tant que le flux thermique restera en dessous d'une certaine valeur. Cette valeur dépend du mode d'arrivée d'eau et se situe généralement autour de 60 kW/m<sup>2</sup>. Pour les flux thermiques supérieurs, la région interne supérieure du canal s'assèche et la chaleur passe essentiellement à travers les parois du canal qui restent mouillées. Un calcul a été réalisé dans le cadre d'un essai fait à 100 kW/m<sup>2</sup>. Les résultats ont donné une hauteur mouillée de 8 cm, ce qui représente 80% de la hauteur du canal, qui est de 10 cm.

$\square$

Cette hypothèse simplificatrice accroît la distance pour transférer la chaleur à l'eau dans les canaux et par conséquent la résistance thermique du récupérateur. Il en résulte des températures de surface plus élevées. Le modèle choisi surestime donc la durée calculée de solidification complète du corium.

#### **3.6.3. Modélisation choisie**

Plusieurs calculs ont été réalisés avec des hypothèses représentatives et des hypothèses enveloppes. Il faut souligner que toutes les valeurs de flux thermique indiquées dans le présent chapitre se rapportent à la surface du récupérateur et non pas à la surface réelle (mouillée) d'échange thermique entre la paroi des canaux de refroidissement et l'eau.

Les données relatives aux propriétés des matériaux sont récapitulées dans le tableau [TAB-19.2.2.4.13](#).

### 3.6.4. Résultats obtenus

#### 3.6.4.1. Calcul n°1 – Cas de référence

Ce cas prend en compte les hypothèses ci-dessous. Les résultats sont indiqués sur la figure [FIG-19.2.2.4.33](#) (flux thermique) et sur la figure [FIG-19.2.2.4.34](#) (températures).

Les 3 premières heures qui suivent le contact du corium avec le récupérateur se caractérisent par une baisse moyenne des températures du corium et par l'évolution vers un quasi-équilibre thermique. Au cours de cette phase, le flux thermique sur le récupérateur atteint son maximum. Une partie importante de cette énergie élève la température du récupérateur comme l'illustre la comparaison des courbes « Qp\_c-plate », « Qp\_5cm » et « Qp\_bot\_w » sur la figure [FIG-19.2.2.4.33](#). Le tracé « Qp\_5cm » représente le flux thermique à travers un plan situé 5 cm au-dessus des ailettes.

Le flux thermique transféré à l'eau dans les canaux atteint son maximum (environ 80 kW/m<sup>2</sup>) deux heures après le contact initial du corium avec la surface du récupérateur. Par comparaison, le flux thermique en partie haute atteint un maximum d'environ 150 kW/m<sup>2</sup>. Au bout d'environ 6 heures, la phase transitoire s'achève. Le flux thermique vers les canaux à cet instant est d'environ 65 kW/m<sup>2</sup>. La figure [FIG-19.2.2.4.33](#) montre que la somme des flux thermiques évacués par le corium au niveau des surfaces supérieure et inférieure (Qp\_t+c) converge vers la valeur correspondant à la puissance résiduelle par unité de surface (valeur en diminution constante).

Les profils de température calculés au sein du corium et du récupérateur (voir la figure [FIG-19.2.2.4.34](#)) montrent qu'en raison du refroidissement sur les deux faces du bain la température du corium oxyde diminue relativement vite. En moins de deux jours, la partie restant liquide du corium a diminué pour atteindre environ la moitié de l'épaisseur de la couche d'oxyde. L'oxyde liquide résiduel est entouré de croûtes solides, le corium métallique étant complètement solidifié au bout de 2 heures.

La solidification complète du corium oxyde est atteinte en cinq jours environ, lorsque la température a diminué jusqu'à la température supposée de solidification  $T_s$ . C'est une amélioration importante par rapport à une solidification pouvant prendre des semaines, voire des mois comme avec la précédente solution du réacteur EPR avec une couche de zircone disposé sur le récupérateur. Au bout d'un mois (t=30 jours), la température maximale du corium solidifié n'est maintenant que de 1000°C.

L'évolution des températures au niveau de l'interface entre le corium métallique et la plaque de refroidissement est indiquée en figure [FIG-19.2.2.4.35](#). Elle prouve que la croûte initiale d'un centimètre d'épaisseur au fond de la couche métallique n'entre pas à nouveau en fusion mais qu'au lieu de cela, elle s'épaissit. Au bout de 3 heures, les températures de la partie supérieure et de la partie inférieure de l'interface atteignent respectivement 1100°C et 600°C. Le fait qu'elles restent bien inférieures à la température de fusion de l'acier est cohérent avec l'hypothèse d'existence d'un interstice (voir également le calcul n°3).

#### 3.6.4.2. Calcul n° 2 – Cas de référence, mais sans fragmentation en partie haute

L'hypothèse d'une fragmentation  $\sigma$  de l'oxyde en partie haute est considérée comme un cas réaliste (à partir des données fournies par les essais MACE). Afin de connaître la sensibilité des résultats par rapport à ces hypothèses, un calcul comparatif avec une fragmentation nulle du corium a été effectué.

L'état initial choisi pour la surface noyée de l'oxyde nécessite quelques remarques spécifiques. Les essais d'interaction corium/béton (par exemple les essais MACE) ont montré que peu de temps après le début du noyage, l'ébullition par film en surface s'interrompt. Ceci est dû à la rugosité des matériaux oxydes et à leur faible conductivité thermique. Le passage à l'ébullition nucléée entraîne une baisse de température et la formation d'une croûte en surface. Une interruption aussi rapide de l'ébullition par film n'est, en général, pas prévue par les codes qui prennent en compte une courbe d'ébullition. Au lieu de cela, la température calculée à la surface restera donc supérieure à la valeur de "Leidenfrost" sur une longue durée.

Pour que le passage à l'ébullition nucléée puisse se faire, une fine croûte  $\sigma$  d'oxydes  $\sigma$  a été initialement supposée dans le calcul. Bien que l'épaisseur et la température de cette croûte s'adaptent rapidement

aux conditions thermiques réelles, son introduction garantit que les températures de la surface resteront en dessous du niveau de crise d'ébullition critique pendant toute la durée du calcul.

En ce qui concerne le flux thermique transitoire échangé par les canaux de refroidissement, le calcul n°2 donne pratiquement les mêmes résultats que le cas de référence. La valeur maximale ne baisse que de 2 kW/m<sup>2</sup>. Ceci illustre le fait que le réchauffement transitoire de la plaque de refroidissement est principalement dû au refroidissement de la partie inférieure du corium et est peu affecté par les phénomènes physiques en partie supérieure du corium.

Une épaisseur plus importante de la couche oxyde a toutefois un effet à moyen et long terme, dans la mesure où elle rallonge la durée nécessaire pour une solidification complète du corium, (voir la figure [FIG-19.2.2.4.36](#)). La durée correspondante est maintenant entre 5 et 10 jours, à comparer aux 4-5 jours du calcul n°1.

### 3.6.4.3. Calcul n° 3 – Cas de référence, mais contact direct entre le corium métallique et le récupérateur

Ce calcul a été effectué pour étudier la sensibilité des résultats par rapport à l'hypothèse d'une croûte préexistante entre le corium métallique et le récupérateur et pour confirmer également la cohérence physique de cette hypothèse dans le cas d'un contact thermique idéal.

Bien que, comme prévu, le flux thermique maximal calculé dans le récupérateur augmente, il reste cependant modéré (équivalent à 95 kW/m<sup>2</sup>). L'origine principale de cette augmentation est le dégagement de la chaleur latente pendant la formation d'une croûte métallique au niveau de l'interface. Ce flux thermique supplémentaire doit être absorbé par le récupérateur. Le flux thermique vers le bas, plus important, entraîne une réduction du temps nécessaire à la solidification du corium qui est seulement de trois jours (voir la figure [FIG-19.2.2.4.37](#)).

L'évolution des températures dans la zone de contact entre le corium et le récupérateur est particulièrement instructive. La figure [FIG-19.2.2.4.38](#) montre qu'en raison de l'hypothèse d'un contact important, le  $\Delta T$  initial à travers l'interface diminue rapidement pendant les premières minutes. La température du récupérateur au niveau de l'interface avec le corium ne dépasse pas 850°C, et reste ainsi bien en dessous de la température de fusion de l'acier d'environ 1450°C.

Ceci confirme que même en envisageant un contact direct initial, le flux thermique reste trop faible pour que la température de fusion des structures de refroidissement soit atteinte. Par conséquent, l'hypothèse concernant la formation d'un interstice entre la croûte du corium métallique et la surface du récupérateur est justifiée.

Un calcul comparatif, avec une hypothèse similaire au calcul n°2, d'une fragmentation nulle en haut du bain, conduit à la même valeur maximale de flux thermique vers le bas (résultats non indiqués).

### 3.6.4.4. Résumé de l'étude paramétrique

Plusieurs autres calculs ont été réalisés en variant les principaux paramètres et conditions, par exemple la température et l'épaisseur des phases oxyde et métallique ; le cas modélisant un mélange total du métal et de l'oxyde pendant l'interaction corium/béton a aussi été étudié. La liste de tous les cas analysés est présentée en figure [FIG-19.2.2.4.39](#).

Les calculs effectués confirment que le processus de refroidissement peut être divisé en deux phases. Tout d'abord une phase initiale transitoire, durant laquelle les flux thermiques en parties supérieure et inférieure du bain, atteignent des valeurs maximales et les profils de température évoluent de manière pseudo-permanente. Et une seconde phase, pendant laquelle le corium est pratiquement en équilibre thermique et pendant laquelle l'ensemble des paramètres évoluent seulement en fonction de la diminution de la puissance résiduelle.

Selon les hypothèses faites quant à l'épaisseur et à la surchauffe initiale du corium, la phase transitoire dure entre 2 heures et 12 heures. Lorsqu'elle s'achève, la somme des flux thermiques transmis vers les frontières supérieure et inférieure du corium est proche du flux correspondant à la puissance résiduelle dans le corium. Les résultats obtenus sont les suivants :

- Dans tous les cas analysés, la valeur maximale du flux thermique transitoire transféré à l'eau de refroidissement dans les canaux reste inférieure à 100 kW/m<sup>2</sup> (voir la figure [FIG-19.2.2.4.39](#)). Ceci est valable même en supposant un contact direct entre la couche métallique et la surface métallique du récupérateur, un accroissement de 50% de l'épaisseur de la couche de corium oxyde ou métallique, ou une surchauffe de 600°K du corium métallique. Seul le calcul n°7, qui combine toutes les hypothèses pénalisantes, conduit à un flux thermique légèrement supérieur dans le récupérateur.
- Une augmentation de l'épaisseur du corium accroît la fraction de flux thermique vers l'eau recouvrant le corium (grâce à la convection qui est plus efficace pour les hauteurs importantes de bain), le flux thermique vers le bas n'étant pratiquement pas modifié.
- Une augmentation de l'épaisseur de la couche d'oxyde (non fragmentée) augmente la durée nécessaire à la solidification complète du corium. La durée de la solidification peut varier de 3-4 jours à plus d'un mois. Au cours de cette solidification progressive, le corium oxyde est totalement entouré de croûtes réfractaires qui épaississent progressivement.
- La couche métallique se solidifie en général en quelques heures, selon l'épaisseur de la couche et l'hypothèse du mode de transfert thermique (par contact direct ou par un interstice). L'hypothèse de la formation d'un interstice avec une interface solide/solide et un transfert thermique essentiellement par rayonnement est physiquement cohérente.

### **3.6.5. Analyse de la structure de refroidissement latéral du récupérateur**

Pour l'évaluation du refroidissement par les parois latérales, c'est essentiellement le contact avec le bain de corium oxyde qui est considéré. Ceci est dû à la faible épaisseur de la couche de métal sur les côtés, et aussi au fait que dans les coins le refroidissement est particulièrement efficace en raison de la somme du refroidissement par les parois latérales et par les canaux. De ce fait, le flux thermique et la température du corium sont minimaux dans les coins. Ces valeurs augmentent vers la surface supérieure du corium, la convection naturelle favorisant les transferts de chaleur vers le haut.

Quand le corium atteint les parois latérales du récupérateur, suite à l'érosion du béton sacrificiel, la surface supérieure du corium est déjà entièrement noyée. À cet instant, comme décrit dans le [§ 3.5.](#), la température du corium est déjà réduite à la valeur déterminée par l'aptitude à transférer la puissance résiduelle aux frontières du bain de corium. Une valeur enveloppe du flux thermique quasi-permanent à travers la surface supérieure du bain, et de ce fait aussi pour la surface de refroidissement latérale, peut être déduite en supposant que (i) toute la puissance résiduelle est seulement évacuée à travers les surfaces latérales et supérieures et (ii) que la densité de flux thermique est la même à travers toutes les surfaces. Il en résulte un flux de 160 kW/m<sup>2</sup>. Cette valeur doit être comparée à la densité de flux thermique critique le long de la surface mouillée de la structure de refroidissement latérale, de l'ordre de 1 MW/m<sup>2</sup>. De plus, l'existence d'une croûte réduisant les flux thermiques pendant le contact entre le corium oxyde et le récupérateur confère une marge pour le refroidissement du récupérateur.

### **3.6.6. Conclusion sur le refroidissement du corium**

La figure [FIG-19.2.2.4.39](#) indique l'évolution des flux thermiques transférés par le corium au récupérateur pour l'ensemble des cas paramétriques étudiés. Parmi ces paramètres, on compte notamment les hypothèses de limitation du transfert thermique au niveau de l'interface entre le corium et le récupérateur, ainsi que les hypothèses relatives à la stratification initiale et à la répartition des phases métalliques et oxydes. Si l'on exclut les hypothèses non réalistes qui donnent les valeurs les plus élevées (contact direct entre le corium métallique et la surface du récupérateur, épaisseur de la couche oxyde et surchauffe du corium métallique maximisées), le flux thermique maximal est d'environ 95 kW/m<sup>2</sup>.

Si on considère que :

- les pertes thermiques latérales sont négligées,
- la totalité du corium est dans la chambre d'étalement,

il est alors possible de conclure qu'un flux thermique de 100 kW/m<sup>2</sup> dans les structures de refroidissement du récupérateur couvre, avec des marges, les chargements transitoires et pseudo-permanents réalistes qui solliciteront le récupérateur. Des essais de refroidissement ont d'ailleurs

montré que la conception actuelle de la structure de refroidissement est capable de faire face à des flux thermiques supérieurs à 120 kW/m<sup>2</sup>.

Cette conclusion s'applique aussi aux parois latérales du récupérateur dont on a démontré la capacité de refroidissement avec des hypothèses conservatives.

### **3.7. ÉVACUATION DE CHALEUR À LONG TERME DE L'ENCEINTE**

Pour évacuer la puissance résiduelle hors de l'enceinte à long terme, le réacteur EPR dispose d'un système EVU dédié. L'EVU aspire l'eau de l'IRWST, l'injecte dans un échangeur externe puis la réinjecte dans l'enceinte. L'EVU est un système fermé et tous ses composants situés à l'extérieur de l'enceinte sont spécifiquement protégés et isolés pour éviter toute fuite radioactive. L'eau est injectée sous forme d'un spray dans l'atmosphère de l'enceinte afin de réduire la pression de l'enceinte et de lessiver les produits de fission dans l'enceinte.

### **3.8. PRISE EN COMPTE DES PLOTS EN BÉTON ET DE L'AUGMENTATION DE LA TENEUR EN EAU DU BÉTON DU Puits DE CUVE**

Dans ce paragraphe est étudié l'impact de (i) l'augmentation du taux d'humidité du béton sacrificiel du puits de cuve et de (ii) la masse supplémentaire de béton des six plots en béton installées dans le puits de cuve pour protéger la trappe fusible, notamment en cas d'une hypothétique rupture circonférentielle du fond de cuve.

- La teneur en eau du béton coulé sur le site de FA3 a une valeur [ ] supérieure à celle envisagée [ ] qui est prise en compte dans les études antérieures.
- La présence des plots en béton augmente la quantité de béton sacrificiel disponible. [ ] Comme cette masse de béton est localisée dans la partie inférieure du puits de cuve, son érosion quasi complète pendant la phase d'interaction corium/béton (ICB) est prévisible. La configuration géométrique réelle des plots ne pouvant pas être modélisée dans le code [ ], la masse des plots a été ajoutée aux parois en béton sacrificiel du puits de cuve. Cela conduit à une augmentation artificielle de l'épaisseur de béton au dessus de la trappe fusible [ ]. Comme cette épaisseur supplémentaire de béton sera érodée dans le calcul [ ], ce nouveau calcul fournit une borne supérieure à la durée de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve et aux masses et énergie libérées dans l'enceinte par ce processus.

Ces modifications pourraient avoir un impact sur les performances du dispositif de stabilisation du corium. Pour s'assurer de la fiabilité de ce dernier dans ces conditions, les points suivants doivent être vérifiés : (i) la phase d'accumulation de tout le corium dans le puits de cuve doit être complètement achevée avant l'ouverture de la trappe fusible, (ii) les propriétés physiques du corium issu du mélange dans le puits de cuve doivent permettre son étalement, (iii) la durée de la vidange du corium du puits de cuve et de son étalement dans la chambre d'étalement doit être inférieure au temps requis pour l'arrivée de l'eau dans le récupérateur et (iv) les chargements thermiques sur le récupérateur de corium doivent être toujours acceptables. Chacun de ces points est discuté dans les paragraphes suivants. Les calculs [ ] sont réalisés pour les mêmes scénarios que ceux de l'analyse de référence [ ].

Les autres conséquences de ces modifications, en particulier sur la pression et la température dans l'enceinte, sont détaillées en [Réf \[32\]](#).

#### **3.8.1. Relocalisation du corium dans le puits de cuve**

Les principaux objectifs de la rétention temporaire du corium dans le puits de cuve sont : (i) accumuler tout le corium dans le puits de cuve avant l'ouverture de la trappe fusible et (ii) modifier les caractéristiques physiques du corium pour lui permettre de s'étaler correctement. Les modifications prises en compte ici peuvent influencer le succès de la rétention temporaire de la manière suivante :

- Augmentation de la teneur en eau du béton sacrificiel [ ]. Elle a pour conséquence une augmentation du taux de vide du bain de corium et donc du niveau de la surface libre du bain. Le fond de cuve sera donc plus proche de la surface du bain de corium et les échanges thermiques par rayonnement vers le fond de cuve seront plus intenses. La rupture totale du fond de cuve et la fin de la relocalisation du corium dans le puits de cuve interviendront donc plus tôt que dans les

calculs de référence. La relocalisation complète du corium dans le puits de cuve avant l'ouverture de la trappe fusible ayant déjà été vérifiée pour la teneur en eau initialement considérée [], cette augmentation du taux d'humidité n'a donc pas d'impact négatif sur l'efficacité de la rétention temporaire du corium.

- Six plots de béton localisés dans le fond du puits de cuve. La réduction du volume libre dans le fond du puits de cuve due à la présence des plots conduit à une élévation du niveau de la surface libre du bain du corium, ce qui accélère la fusion du fond de cuve. De plus, la présence des plots en béton augmente la surface de contact entre le béton et le corium, ce qui augmente l'énergie échangée entre le corium et le béton et la quantité de béton érodé. Tout ceci augmente la durée de la phase de rétention et retarde la rupture de la trappe fusible, favorisant ainsi l'accumulation du corium.

Les modifications prises en compte contribuent ainsi à l'augmentation des marges existantes pour la réussite de la phase d'accumulation du corium dans le puits de cuve. Il peut donc être établi que les modifications examinées n'ont pas d'impact négatif sur la fonction de rétention temporaire du corium.

### **3.8.2. Percement de la trappe fusible et évacuation du corium du puits de cuve**

Après ablation du béton sacrificiel, le corium atteint la trappe fusible composée d'alliage d'aluminium, qui cède rapidement. Bien qu'une ablation homogène du béton soit prévue, conduisant ainsi à une rupture complète de la trappe, une ouverture partielle est prise en compte dans les hypothèses de calcul. Cependant même en prenant en compte cette hypothèse très conservatrice sur l'ouverture de la trappe, un écoulement suffisamment rapide du corium à travers la trappe fusible est obtenu ; ceci a été démontré au § 3.2. .

Compte tenu de la prise en compte des plots en béton et d'une augmentation de la teneur en eau du béton, la durée de la phase d'interaction corium/béton, la masse totale du mélange du corium ainsi que ses propriétés physiques sont différentes du fait du surplus de béton érodé. Les résultats des calculs sont donnés (voir tableau [TAB-19.2.2.4.14](#)) pour deux scénarios accidentels (APRP petite et grosse brèche avec interaction corium/béton en configuration stratifiée) et comparés aux résultats obtenus avec les hypothèses antérieures []. La durée totale de l'interaction corium/béton est augmentée [] pour le scénario APRP grosse brèche et [] pour le scénario APRP petite brèche, principalement en raison de l'augmentation de la quantité de béton liée aux plots. De plus, l'augmentation des réactions d'oxydation du béton liée à l'augmentation de sa teneur en eau conduit à une diminution [] de la masse totale de métal. Par contre la masse totale d'oxydes, elle, augmente []. Cette augmentation est liée principalement à l'ablation du béton des plots mais également à l'augmentation de la fraction de métal oxydé. Au final, la masse totale de corium lors de l'ouverture de la trappe fusible augmente [] pour les deux scénarios étudiés. Compte tenu de la modélisation des plots (augmentation uniforme de l'épaisseur de la couche de béton sacrificiel) la masse totale du mélange calculée est enveloppe de la masse réelle attendue.

Un écoulement suffisamment rapide du corium avant noyage de la chambre d'étalement [] est également assuré en prenant en compte les nouvelles hypothèses. Pour le cas de référence, la figure [FIG-19.2.2.4.20](#) montre qu'une durée maximale d'écoulement du corium [] est obtenue pour une masse totale [] de corium en prenant en compte les hypothèses les plus conservatrices []. [] En considérant le même débit d'écoulement pour une masse finale de corium plus importante [] obtenue en tenant compte des plots en béton, la durée de l'écoulement croit []. La valeur atteinte reste bien inférieure à l'objectif visé de 200 s pour l'évacuation du corium du puits de cuve. En réalité, indépendamment de toutes les hypothèses conservatrices prises en compte dans les calculs d'interaction corium/béton, la durée d'écoulement sera inférieure à 160 s puisque la pression hydrostatique provoquée par l'augmentation du volume de corium assurera un débit moyen plus élevé. Cette conclusion est valide tant que la viscosité du corium ne change pas de manière significative. Cette hypothèse est bien vérifiée dans le sous-paragraphe suivant.

### **3.8.3. Conditionnement du corium pour l'étalement**

En plus de l'accumulation de tout le corium dans le puits de cuve avant son étalement dans le récupérateur de corium, un second objectif de la phase de rétention temporaire consiste à pré-conditionner le corium pour que des conditions favorables à son étalement soient atteintes. Dans le § [3.3.](#), l'étalement complet et rapide du corium dans la chambre d'étalement a été démontré pour une



géométrie du puits de cuve ne prenant pas en compte les plots de béton ni l'augmentation de la teneur en eau du béton.

L'étalement est contrôlé par la résultante entre les forces d'inertie / de gravité (qui représentent le terme moteur du processus d'étalement) et les forces visqueuses au sein du fluide. La capacité d'étalement du corium peut donc être justifiée en analysant l'évolution de sa viscosité en fonction de la température  $\eta(T)$ . La phase oxyde est généralement plus instable que la phase métallique à cause des composants réfractaires qui sont enclins à une solidification même à haute température.

L'obtention d'une viscosité suffisamment faible du corium oxyde est une spécificité intrinsèque au processus d'interaction corium/béton. Le transfert de chaleur avec le béton se fait essentiellement par convection. Ainsi, la température du corium oxyde reste proche de la température de liquidus pendant la phase d'interaction corium/béton. Avec l'ajout continu d'oxydes du béton, la température de liquidus, et la température du bain diminuent. Du fait de l'allongement de la durée de la phase d'interaction corium/béton et de l'augmentation de la quantité de béton, la température finale du mélange est inférieure à celle de la configuration initialement étudiée, comme résumé dans le tableau [TAB-19.2.2.4.14](#).

La composition et la température du corium à la fin du processus d'interaction corium/béton dans le puits de cuve déterminent les propriétés du corium au début de la phase d'étalement. Pour la nouvelle configuration du puits de cuve étudiée (avec plots de béton et composition du béton mise à jour), une quantité plus grande d'oxydes du béton est mélangée au corium oxyde. La température et la composition finale du corium sont toutes les deux modifiées.

Pour assurer un étalement suffisamment rapide de ce corium dans la zone d'étalement, sa viscosité est un paramètre prépondérant. La viscosité du corium oxyde est reportée en fonction de la température pour deux compositions du corium sur la figure [FIG-19.2.2.4.41](#). La première composition reflète les précédentes conditions du puits de cuve étudiées [], alors que la seconde est représentative des caractéristiques actualisées []. Les deux courbes de viscosité ont été calculées en utilisant l'état de l'art des connaissances dans ce domaine, à savoir une combinaison des modèles de viscosité de Ramaciotti & Urbain et les dernières bases de données thermodynamiques []. Les températures du bain de corium à la fin de la phase d'étalement (à la fin d'interaction corium/béton dans le puits de cuve) sont également indiquées pour les deux courbes. Les viscosités initiales en début de la phase d'étalement sont toutes les deux du même ordre de grandeur. Cette vérification vient confirmer le conservatisme de l'évaluation de la durée de la phase de transfert du corium traversant la trappe fusible présentée dans le [§ 3.8.2.](#)

L'immobilisation du corium survient quand la fraction volumique solide et donc la viscosité deviennent trop élevées. Le critère usuellement utilisé pour l'immobilisation du corium est une fraction volumique solide de 50 %. Cette valeur est atteinte pour la même température [] pour les deux compositions du corium étudiées, comme illustré figure [FIG-19.2.2.4.42](#). Cette nouvelle approche [] conduit à une température d'immobilisation [] plus importante que celle utilisant l'ancienne base de données [] et présentée figure [FIG-19.2.2.4.31](#). Cette valeur est conservative et présente encore des marges importantes par rapport aux conditions d'étalement du corium. Le refroidissement conduisant à une immobilisation est légèrement plus faible dans le cas de la nouvelle configuration [] que pour la configuration de référence []. Ces valeurs restent très largement supérieures à la diminution de température du corium calculée par le code [] pendant la phase d'étalement [], et les marges disponibles sont donc importantes.

Cela confirme que les nouvelles caractéristiques du béton sacrificiel conduisent à des propriétés du corium qui restent favorables au processus d'étalement.

Bien que la masse totale de corium ait augmentée en raison de l'ajout du béton lié à la prise en compte des plots, les propriétés du corium vis-à-vis de l'étalement restent comparables. Dans les calculs d'étalement [] une durée de déversement du corium fixe de 200 s est considérée (voir le [§ 3.3.](#)). Avec la prise en compte d'une durée de déversement du corium fixe de 200 s, le débit massique résultant est légèrement plus important dans les calculs avec hypothèses mises à jour. Ceci favorise encore plus l'étalement du corium dans la chambre d'étalement détaillé dans le [§ 3.3.](#)

#### **3.8.4. Chargements thermiques du récupérateur de corium**

Après l'ablation du béton sacrificiel dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement, le corium entre en contact avec la structure en fonte du récupérateur de corium. Par rapport au cas de référence :

- La quantité de corium oxyde a augmenté du fait (i) de l'ablation des plots en béton et (ii) de l'oxydation plus importante de la couche métallique induite par la plus grande quantité d'eau au sein du béton. L'épaisseur de la couche oxyde dans le récupérateur de corium a donc augmenté et celle de la couche métallique a diminué.
- Les températures des couches métallique et oxyde du corium sont plus faibles car une plus grande quantité de béton a été érodée et mélangée au corium.

Les chargements thermiques maximaux sur les éléments du dispositif de refroidissement sont atteints rapidement après la mise en contact avec le corium, une fois le béton sacrificiel érodé. Les chargements sont plus élevés pour une configuration stratifiée du corium, car c'est la couche métallique possédant une conductivité importante qui entre en contact direct avec les éléments du système de refroidissement. Le flux thermique maximal vers les éléments du système de refroidissement est alors fonction de l'épaisseur et de la température de la couche métallique. Puisque la couche est moins épaisse et plus froide que pour le cas de référence, la densité du flux de chaleur maximale est réduite et est donc moins contraignante pour les structures de refroidissement. L'analyse présentée dans le [§ 3.6.1.](#) est donc enveloppe du cas avec les hypothèses actualisées. Il faut cependant noter qu'en raison de l'augmentation de l'épaisseur de la couche oxyde, le temps nécessaire à une solidification totale du corium est augmenté. L'impact de ce dernier point sur le concept de stabilisation du corium est toutefois faible.

#### **3.8.5. Conclusion**

Comme démontré dans les sous-paragraphes précédents, la prise en compte des plots en béton et l'augmentation de la teneur en eau du béton n'a pas d'impact négatif sur les performances du système de récupération et de stabilisation du corium. Les conclusions des analyses réalisées précédemment ne sont donc pas remises en cause.

**LISTE DES RÉFÉRENCES :**

[1] B.R. Sehgal, et al

'Final Report for the "Melt-Vessel Interactions (MVI)" Project', SKI Report 00 :53, Dec. 2000

[2] W. Steinwarz, et al.

'Experimental Investigations on Corium Interaction with Refractory and Sacrificial Layers (CORESA)', BMWI project 1501212, Final Report Siempelkamp Nukleartechnik GmbH, SNT-AB-2002-01

[3] M.T. Farmer, et al.

'MACE Test M3b, Data Report', MACE-TR-D13, Vol. 1/2 ; Argonne Nat. Lab., Nov. 1997

[4] W. Steinwarz, et al.

'Investigations on the Phenomenology of Ex-vessel Core Melt Behaviour (COMAS)', Final report, EU 4th FWP, EXV-COMAS(99)-D27

[5] G. Urbain,

'Viscosity Estimation of Slags', Steel Research Vol. 58., pp. 111-116, 1987

[6] D.G. Thomas,

'Transport Characteristics of Suspensions: VIII. A Note on the Viscosity of Newtonian Suspensions of uniform spherical Particles', Journal of Colloid Science, Vol. 20, pp. 267-277, 1965

[7] S.J. Stedman, J.R.G. Evans, J. Woodthorpe,

'Rheology of composite ceramic injection moulding suspensions', Journal of Material Science, 25, pp. 1833-1841, 1990

[8] M. Ramaciotti,

'Étude du Comportement Rhéologique de Mélanges issus de l'Interaction Corium/Béton', Thèse Docteur de l'Université de Provence (Aix-Marseille I), 24. Septembre 1999

[9] M.T. Farmer, B.W. Spencer, R.W. Aeschlimann,

'Liquidus/Solidus and Zr Solubility Measurements for PWR and BWR Core Melt Compositions', Proceedings of the OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany, 15-18 November, 1999, FZKA 6475

[10] M. Eddi, G. Bandini

'Preliminary analysis on corium spreading in reactor core-catcher with THEMA code', SAM-ECOSTAR-P07-17/01, Feb. 2002

[11] B.R. Sehgal, T.N. Dinh

'Re-Assessment of Melt Spreading in EPR Core Catcher', Sehgal Konsult (SK) Inc., Feb. 15, 2007

[12] M.T. Farmer, et al.

'MACE Test M1B - Data Report', ACE-TR-D6, Argonne Nat. Lab., Sept. 1992

[13] M.T. Farmer, et al.

'MACE Test M4, Data Report', MACE-TR-D16 ; Argonne Nat. Lab., Aug. 1999

[14] B. Eppinger, F. Fellmoser, G. Fieg, H. Massier, G. Stern

'Experiments on Concrete Erosion by a Corium Melt in the EPR Cavity: KAPOOL 6-8', Forschungszentrum Karlsruhe, March 2000, FZKA 6453

- [15]** B. Eppinger, et al  
'Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelze: KATS 8-17',  
Forschungszentrum Karlsruhe, März 2001, FZKA 6589
- [16]** J.-M. Seiler, et al  
'European Group for Analysis of Corium Recovery Concepts – EUROCORE', Synthesis report,  
presented at FISA 2001, Luxembourg, Nov 12-14
- [17]** M.T. Farmer,  
'Comments on SSWICS Test Results', Presented at 3<sup>rd</sup> OECD-MCCI Program Review Meeting,  
Garching, Germany, May 2003
- [18]** J.M. Seiler, K. Froment  
'Material Effects on Multiphase Phenomena in Late Phases of Severe Accidents of Nuclear  
Reactors', Multiphase Science and Technology Vol 12, Nr 2 p 117-257, 2000
- [19]** A.G. Gerber, A.C. Sousa  
'Numerical Investigations of the Influence of Air Gaps Upon the Solidification in a Rotary  
Caster', Journal of Materials Processing Technology 48 (1995), p. 657-665
- [20]** J.M. Bonnet,  
'Thermal hydraulic phenomena in corium pools for ex-vessel situations: The BALI experiment',  
OECD workshop on ex-vessel coolability, Karlsruhe, Germany, 1999, FZKA 64753
- [21]** O. Kymäläinen, et al  
'COPO - Experiments on heat transfer from a volumetrically heated pool', IMATRAN VOIMA OY,  
DLV1-G380-0377, April 1993
- [22]** B.R. Sehgal, R.R. Nourgaliev, T.N. Dinh,  
'Characterization of heat transfer processes in a melt pool convection and creep experiment',  
Proceedings of NURETH-9, San Francisco, CA, U.S.A., October 1999
- [23]** M. Fischer,  
'R&D for Severe Accidents', Framatome ANP Work report, NGES2/2002/en/0007 Rev. E, TR03/  
131
- [24]** M. Fischer, O. Herbst, H. Schmidt,  
'Demonstration of the heat removing capabilities of the EPR core catcher', 3rd International  
symposium on two-phase flow modeling and experimentation, Pisa, Italy, September 22-24,  
2004
- [25]** L. Meyer, M. Gargallo,  
'Low pressure Corium Dispersion Experiments with Simulant Fluids in a Scaled Annular  
Cavity', 2003, Nuclear Technology, 141, pp. 257-274
- [26]** M. Nie,  
'Description, Validation and Application of the MCCI Code [ ]', Work report, Framatome ANP  
NGPS4/2004/en/0100 Rev. B, May 2004
- [27]** M. Nie, M. Fischer,  
'Parametric Examination of the Sacrificial Concrete Layer Thickness in the Spreading  
Compartment', Framatome ANP NGPS4/2004/en/0185 Rev. A
- [28]** M. T. Farmer, S. Lomperski, D. J. Kilsdonk, R. W. Aeschlimann,  
'OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction CCI Tests: Final Report', OECD/MCCI-2005-  
TR05, 2006



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 53/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**[29]** B. R. Sehgal, T. N. Dinh, J. A. Green, D. Paladino, 'Experimental Investigations on Vessel-Hole Ablation During Severe Accidents', SKI Report 97 :44, Swedish Nuclear Power Inspectorate, Sweden, Dec. 1997

**[30]** G. Albrecht, F. Huber, E. Jenes. A. Kaiser, W. Schütz  
'KAJET Experiments on the Pressure-Driven Melt Jets and their Interaction with Concrete', Technical Report, FZKA 7002, Forschungszentrum Karlsruhe, Feb. 2005

**[31]** ACE MCCI Test L6, Test Data Report, ACE-TR-C26

**[32]** W. Schmidt, M. Gasperini, M. Bendiab  
'Impact of the increased sacrificial concrete humidity on the severe accident loads' AREVA-NP, PEPA-G/2011/en/1060 Rev. C

**TAB-19.2.2.4.1 COMPOSITION, DENSITÉ ET PROPRIÉTÉS  
DE DÉCOMPOSITION DES BÉTONS DU PUIITS DE CUVE ET  
DE LA ZONE D'ÉTALEMENT**

□

**TAB-19.2.2.4.2 MASSES DES COMPOSANTS DE CORIUM INITIALEMENT DÉVERSÉES DE LA CUVE ET TEMPÉRATURES INITIALES DE CORIUM**

□

**TAB-19.2.2.4.3 SYNTHÈSE DES CALCULS** □□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 57/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.4.4 SYNTHÈSE DES CALCULS CONSIDÉRANT  
UN PREMIER ÉCOULEMENT DE CORIUM UNIQUEMENT  
MÉTALLIQUE**

□

**TAB-19.2.2.4.5 VISCOSITÉ CALCULÉE DES BAINS DE  
CORIUM OXYDE AU DÉBUT DE L'ÉCOULEMENT POUR  
TOUS LES CAS ANALYSÉS**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 59/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.4.6 TEMPÉRATURE D'INTERFACE UTILISÉES  
POUR LES ANALYSES DE L'OUVERTURE DE LA TRAPPE**

□

**TAB-19.2.2.4.7 COMPOSITION DU CORIUM TELLE QUE  
CALCULÉE AVEC [ ] AU MOMENT OU LA TRAPPE CÈDE  
DANS LE CAS D'UN SCÉNARIO D'APRP PETITE BRÈCHE  
AVEC DÉVERSEMENT TARDIF DU CORIUM DE LA CUVE**

[ ]

**TAB-19.2.2.4.8 PROPRIÉTÉS INITIALES DU CORIUM ET  
DES MATÉRIAUX UTILISÉES POUR LES CALCULS  
RELATIFS À L'ÉTALEMENT AVEC LE CODE []**

□

**TAB-19.2.2.4.9 SÉLECTION DE RÉSULTATS □**  
**CONCERNANT LA PROPAGATION DU CORIUM DANS LA**  
**ZONE D'ÉTALEMENT (CAS 1-3)**

□

**TAB-19.2.2.4.10 CONDITIONS INITIALES DU CORIUM  
POUR L'ANALYSE DE L'INTERACTION CORIUM-BÉTON  
DANS LA ZONE D'ÉTALEMENT (SCÉNARIO APRP PETITE  
BRÈCHE)**

□

**TAB-19.2.2.4.11 PROPRIÉTÉS DU CORIUM A L'ISSUE DE  
L'INTERACTION CORIUM-BÉTON DANS LA ZONE  
D'ÉTALEMENT ET PARAMÈTRES DE TREMPÉ ET DE  
FRAGMENTATION DE CORIUM**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 65/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.4.12 DÉBIT DE VAPEUR CALCULÉ POUR LES  
DEUX DÉBITS DE NOYAGE** □

□

**TAB-19.2.2.4.13 CARACTÉRISTIQUES DU CORIUM  
MÉTALLIQUE/OXYDE ET DE LA STRUCTURE DE  
REFROIDISSEMENT UTILISÉES POUR L'ANALYSE DES  
CHARGEMENTS THERMIQUES À LONG TERME**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 67/109

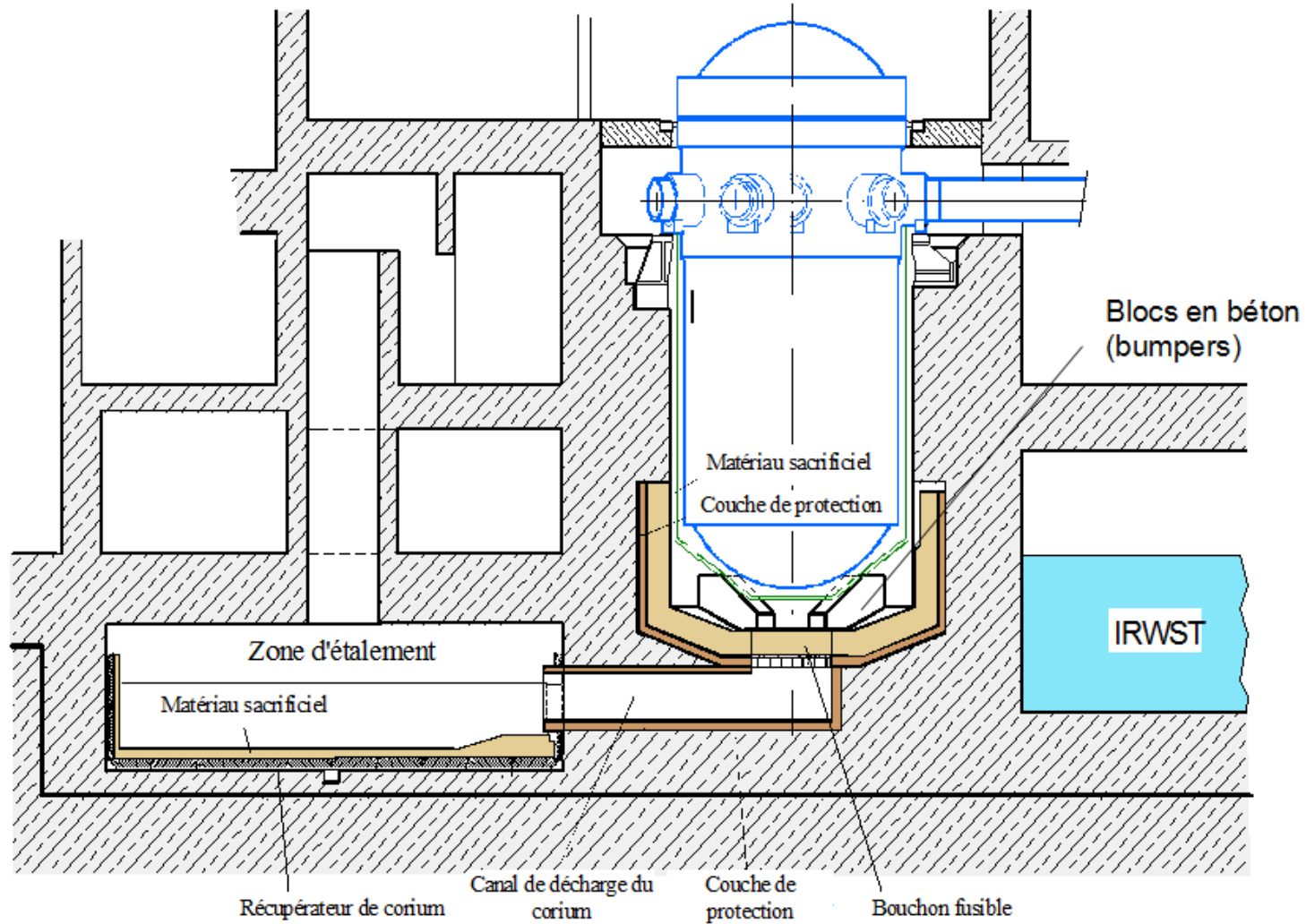
CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.4.14 COMPARAISON DES  
CARACTÉRISTIQUES DE LA PHASE D'INTERACTION  
CORIUM/BÉTON AU MOMENT DE L'OUVERTURE DE LA  
TRAPPE FUSIBLE**

□

**FIG-19.2.2.4.1 PRINCIPALES STRUCTURES DU CONCEPT EPR DE RÉTENTION DE CORIUM**



**FIG-19.2.2.4.2 SCHÉMA DE MODÉLISATION APPLIQUÉ À LA SÉQUENCE GÉNÉRALE DE DÉVERSEMENT  
DU CORIUM HORS DE LA CUVE**

□

Nota : □

**FIG-19.2.2.4.3 PROGRESSION DU FRONT D'ABLATION DANS LA DIRECTION AXIALE, POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ANALYSE PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.4 TEMPÉRATURE DU FOND DE CUVE EN FONCTION  
DE LA PROFONDEUR D'ABLATION (A) ET DE LA DÉCOMPOSITION  
DU BÉTON (B) POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE  
PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.5 COMPARAISON DES SÉQUENCES GÉNÉRIQUES DE DÉVERSEMENT UTILISÉES DANS LES ÉTUDES PARAMÉTRIQUES, AVEC LES SÉQUENCES DE DÉVERSEMENT OBTENUES POUR LES SCÉNARIOS SPÉCIFIQUES CALCULÉS** □

□



**FIG-19.2.2.4.6 TEMPÉRATURE DU CORIUM MÉTALLIQUE EN  
FONCTION DU TEMPS – CAS POUR LESQUELS LE PREMIER  
ÉCOULEMENT EST UNIQUEMENT MÉTALLIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.7 PROGRESSION DU FRONT D'ABLATION AXIAL –  
CAS POUR LESQUELS LE PREMIER ÉCOULEMENT EST  
UNIQUEMENT MÉTALLIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.8 ÉVOLUTION DE LA COMPOSITION DU CORIUM  
OXYDE POUR LE CAS 60%E-L**

□

**FIG-19.2.2.4.9 ÉVOLUTION DE LA MASSE DE BÉTON ABLATÉ  
POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.10 COMPOSITION DU CORIUM OXYDE POUR  
DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.11 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DE LIQUIDUS  
DU CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE  
PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.12 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DU CORIUM  
OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE**

□

**FIG-19.2.2.4.13 ÉVOLUTION DE LA FRACTION VOLUMÉTRIQUE SOLIDE DANS LE CORIUM OXYDE POUR DIFFÉRENTS CAS DE L'ÉTUDE PARAMÉTRIQUE**

□



**FIG-19.2.2.4.14 MASSE DE H<sub>2</sub>O GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LE PUIS DE CUVE**



**FIG-19.2.2.4.15 MASSE DE H<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LE Puits DE CUVE**

□

**FIG-19.2.2.4.16 MASSE DE CO<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LE PUIS DE CUVE**



**FIG-19.2.2.4.17 MASSE DE CO GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LE PUIS DE CUVE**

□

**FIG-19.2.2.4.18 TEMPÉRATURE DE RELÂCHEMENT DES GAZ  
GÉNÉRÉS PAR L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE PUIITS  
DE CUVE**

□

**FIG-19.2.2.4.19 CONFIGURATIONS POSSIBLES DU CORIUM DANS  
LE Puits DE CUVE À LA FIN DE L'ICB ET SÉQUENCES DE  
DÉVERSEMENT (RS) RÉSULTANTES**

□

**FIG-19.2.2.4.20 SÉQUENCES DE DÉVERSEMENT DU PUIIS DE  
CUVE POUR DIVERSES CONFIGURATIONS**

**FIG-19.2.2.4.21 SÉQUENCE DE SURFACES LIBRES À DIFFÉRENTS INSTANTS POUR LE CAS RÉFÉRENCE D'UN ÉTALEMENT DE CORIUM MÉLANGÉ (CAS 3)**

□



**FIG-19.2.2.4.22 DÉVELOPEMENT DE LA HAUTEUR DE LA SURFACE LIBRE LE LONG DE L'AXE CENTRAL POUR LE CAS RÉFÉRENCE D'UN ÉTALEMENT DE CORIUM MÉLANGÉ (CAS 3)**

□

**FIG-19.2.2.4.23 FLUX DE CHALEUR INTÉGRÉ (PAR UNITÉ DE SURFACE) DANS LA COUCHE DE ZIRCONÉ DU CANAL DE TRANSFERT PENDANT L'ÉCOULEMENT DU CORIUM**

□

**FIG-19.2.2.4.24 PROGRESSION DU FRONT AXIAL D'ABLATION  
DURANT L'INTERACTION CORIUM - BÉTON DANS LE  
RECUPERATEUR DE CORUIM**

□

**FIG-19.2.2.4.25 ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DES CORIUM  
OXYDE ET MÉTALLIQUE DURANT L'INTERACTION CORIUM -  
BÉTON DANS LE RÉCUPÉRATEUR DE CORIUM**

□

**FIG-19.2.2.4.26 MASSE DE H<sub>2</sub>O GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

□

**FIG-19.2.2.4.27 MASSE DE H<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

**FIG-19.2.2.4.28 MASSE DE CO<sub>2</sub> GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM - BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

□

**FIG-19.2.2.4.29 MASSE DE CO GÉNÉRÉE PAR L'INTERACTION  
CORIUM-BÉTON DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**



**FIG-19.2.2.4.30 ENTHALPIE SPÉCIFIQUE DU CORIUM OXYDE  
FONCTION DE LA TEMPÉRATURE, UTILISÉE POUR DÉTERMINER  
LA PRODUCTION DE VAPEUR DUE AU NOYAGE**

□

**FIG-19.2.2.4.31 FRACTION VOLUMIQUE SOLIDE DU CORIUM  
OXYDE FONCTION DE LA TEMPÉRATURE**

□

**FIG-19.2.2.4.32 REPRÉSENTATION DE LA CHAMBRE  
D'ÉTALEMENT, D'UN DE SES ÉLÉMENTS (EN HAUT) ET DE SES  
DIMENSIONS (EN BAS)**

□

□

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 100/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.4.33 CAS DE BASE (CALCUL N°1)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.4

PAGE 101/109

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.4.34 CAS DE BASE (CALCUL N°1)**

□

**FIG-19.2.2.4.35 CAS DE BASE (CALCUL N°1)**

□

**FIG-19.2.2.4.36 CAS DE BASE MAIS FRAGMENTATION NULLE EN SURFACE (CALCUL N°2)**

□

**FIG-19.2.2.4.37 CAS DE BASE AVEC CONTACT DIRECT ENTRE LE  
CORIUM MÉTALLIQUE ET LA PLAQUE DE REFROIDISSEMENT  
(CALCUL N°3)**

□



**FIG-19.2.2.4.38 CAS DE BASE AVEC CONTACT DIRECT ENTRE LE  
CORIUM MÉTALLIQUE ET LA PLAQUE DE REFROIDISSEMENT  
(CALCUL N°3)**

□

**FIG-19.2.2.4.39 ÉVOLUTION DES FLUX THERMIQUES  
DESCENDANTS CALCULÉS DANS LA STRUCTURE DE  
REFROIDISSEMENT POUR LES DIFFÉRENTS CAS  
PARAMÉTRIQUES LISTÉS CI-DESSOUS**

□

□

**FIG-19.2.2.4.40 SCHÉMA REPRÉSENTANT LA SITUATION  
PENDANT LE REFROIDISSEMENT PASSIF DU CORIUM, LES  
NIVEAUX D'EAU À L'EQUILIBRE DANS LE Puits ET DANS LA  
CHAMBRE D'ÉTALEMENT CONSÉCUTIFS À L'ÉCOULEMENT  
GRAVITAIRE D'EAU PROVENANT DE L'IRWST**

□

**FIG-19.2.2.4.41 ÉVOLUTION DE LA VISCOSITÉ DU CORIUM OXYDE  
EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE (APRP PETITE BRÈCHE)**

□

**FIG-19.2.2.4.42 ÉVOLUTION DE LA FRACTION VOLUMIQUE  
SOLIDE DU CORIUM OXYDE EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE  
(APRP PETITE BRÈCHE) □**

□









## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.5</b>	<b>PRESSION ET TEMPÉRATURE DANS L'ENCEINTE DE CONFINEMENT</b>	<b>5</b>
<b>1.</b>	<b>MÉTHODES ET PRINCIPALES HYPOTHÈSES POUR LES CALCULS DE PRESSION ET DE TEMPÉRATURE</b>	<b>5</b>
1.1.	DESCRIPTION DU SCÉNARIO	5
1.2.	CODE DE CALCUL <b>□</b>	5
1.3.	DÉTERMINATION DES DÉBITS	5
<b>2.</b>	<b>DONNÉES SUR L'ENCEINTE DE CONFINEMENT</b>	<b>6</b>
2.1.	MODÈLE D'ENCEINTE <b>□</b>	6
2.2.	CONDITIONS AUX LIMITES	7
2.3.	LES RECOMBINEURS D'HYDROGÈNE	7
2.4.	SYSTÈME EVU	8
2.5.	DISQUES DE RUPTURE, DISQUES DE CONVECTION ET VOILETS	8
2.6.	PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX	8
2.7.	CONDITIONS INITIALES DANS L'ENCEINTE	9
<b>3.</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE</b>	<b>9</b>
3.1.	SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS ET DONNÉES D'ENTRÉE POUR LA PHASE DE DÉGRADATION EN CUVE	9
3.2.	SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS ET DONNÉES D'ENTRÉE POUR LA PHASE HORS CUVE	10
3.3.	RÉSULTATS DU CALCUL <b>□</b>	10
3.3.1.	CAS 1 : UTILISATION DE <b>□</b> EVU	10
3.3.2.	CAS 2 : UTILISATION D' <b>□</b> EVU	12
<b>4.</b>	<b>IMPACT DE LA MODIFICATION DES PROPRIÉTÉS DU SYSTÈME DE STABILISATION DU CORIUM SUR LES CHARGEMENTS ACCIDENT GRAVE</b>	<b>13</b>
4.1.	RÉSULTATS DU SCÉNARIO APRP GROSSE BRÈCHE	13
<b>5.</b>	<b>ANALYSE DES RÉSULTATS THERMO-HYDRAULIQUES</b>	<b>14</b>
	LISTE DES RÉFÉRENCES.	16

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.2.2.5.1</b>	<b>MODÈLE D'ENCEINTE DES COMPARTIMENTS DES ÉQUIPEMENTS .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.2.2.5.2</b>	<b>MODÈLE D'ENCEINTE DU DÔME ET DES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION.....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.2.2.5.3</b>	<b>DISPOSITION DES RECOMBINEURS.....</b>	<b>19</b>
<b>TAB-19.2.2.5.4</b>	<b>ÉVÈNEMENTS POUR LE SCÉNARIO APRP GROSSE BRÈCHE JUSQU'À LA RUPTURE DE LA CUVE (VOIR SECTION 19.2.2.1).....</b>	<b>20</b>
<b>TAB-19.2.2.5.5</b>	<b>ÉVÈNEMENTS POUR LE SCÉNARIO APRP GROSSE BRÈCHE APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE .....</b>	<b>21</b>
<b>TAB-19.2.2.5.6</b>	<b>RELÂCHEMENT DES GAZ PENDANT L'INTERACTION CORIUM/BÉTON AVEC LES NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON POUR LE SCÉNARIO APRP GROSSE BRÈCHE <a href="#">RÉF</a> .....</b>	<b>22</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.2.2.5.1</b>	<b>MODÈLE DE L'ENCEINTE<sup>1</sup> DANS  .....</b>	<b>23</b>
<b>FIG-19.2.2.5.2</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – PRESSION DE L'ENCEINTE .....</b>	<b>24</b>
<b>FIG-19.2.2.5.3</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 1&amp;2).....</b>	<b>25</b>
<b>FIG-19.2.2.5.4</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 3&amp;4).....</b>	<b>26</b>
<b>FIG-19.2.2.5.5</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (1) .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG-19.2.2.5.6</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (2) .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.2.2.5.7</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (1).....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.2.2.5.8</b>	<b>APRP GROSSE BRÈCHE ( EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (2).....</b>	<b>30</b>

<b>FIG–19.2.2.5.9 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L’EAU ET DES GAZ DE L’IRWST .....</b>	<b>31</b>
<b>FIG–19.2.2.5.10 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L’EAU ET DES GAZ DE LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT.....</b>	<b>32</b>
<b>FIG–19.2.2.5.11 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DU LINER DE L’ENCEINTE .....</b>	<b>33</b>
<b>FIG–19.2.2.5.12 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – NIVEAUX D’EAU DANS L’IRWST ET LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT .....</b>	<b>34</b>
<b>FIG–19.2.2.5.13 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – QUANTITÉ D’HYDROGÈNE DANS L’ENCEINTE .....</b>	<b>35</b>
<b>FIG–19.2.2.5.14 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – PRESSION DE L’ENCEINTE .....</b>	<b>36</b>
<b>FIG–19.2.2.5.15 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 1&amp;2).....</b>	<b>37</b>
<b>FIG–19.2.2.5.16 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 3&amp;4).....</b>	<b>38</b>
<b>FIG–19.2.2.5.17 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’ÉQUIPEMENTS (1).....</b>	<b>39</b>
<b>FIG–19.2.2.5.18 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’ÉQUIPEMENTS (2).....</b>	<b>40</b>
<b>FIG–19.2.2.5.19 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’EXPLOITATION ET LE DÔME (1).....</b>	<b>41</b>
<b>FIG–19.2.2.5.20 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D’EXPLOITATION ET LE DÔME (2).....</b>	<b>42</b>
<b>FIG–19.2.2.5.21 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L’EAU ET DES GAZ DE L’IRWST .....</b>	<b>43</b>
<b>FIG–19.2.2.5.22 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L’EAU ET DES GAZ DE LA CHAMBRE D’ÉTALEMENT.....</b>	<b>44</b>
<b>FIG–19.2.2.5.23 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DU LINER DE L’ENCEINTE .....</b>	<b>45</b>



<b>FIG-19.2.2.5.24 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – PRESSION DE L'ENCEINTE.....</b>	<b>46</b>
<b>FIG-19.2.2.5.25 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 1&amp;2).....</b>	<b>47</b>
<b>FIG-19.2.2.5.26 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 3&amp;4).....</b>	<b>48</b>
<b>FIG-19.2.2.5.27 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (1).....</b>	<b>49</b>
<b>FIG-19.2.2.5.28 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (2).....</b>	<b>50</b>
<b>FIG-19.2.2.5.29 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (1) .....</b>	<b>51</b>
<b>FIG-19.2.2.5.30 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (2) .....</b>	<b>52</b>
<b>FIG-19.2.2.5.31 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DU LINER DE L'ENCEINTE .....</b>	<b>53</b>

## .19.2.2.5 PRESSION ET TEMPÉRATURE DANS L'ENCEINTE DE CONFINEMENT

### 1. MÉTHODES ET PRINCIPALES HYPOTHÈSES POUR LES CALCULS DE PRESSION ET DE TEMPÉRATURE

#### 1.1. DESCRIPTION DU SCÉNARIO

Un scénario de perte de réfrigérant primaire, grosse brèche (APRP grosse brèche) est sélectionné pour l'étude de la pression et température dans l'enceinte en AG. Ce scénario a été identifié parmi la liste des accidents étudiés [1] et présentés dans la section 19.2.2.1 car il présente la pressurisation de l'enceinte la plus rapide. Il conduit aussi à des chargements thermiques importants pour les structures de l'enceinte.

[1]

#### 1.2. CODE DE CALCUL [1]

Le code [1] a été utilisé pour les calculs de pression et de température dans l'enceinte. Le code de calcul [1] est basé sur des modèles mécanistes pour la simulation complète des phénomènes mis en jeu dans les différents états de l'installation lors d'un accident grave. C'est un code multicompartiments qui permet d'analyser la pression, la température et la composition des gaz de chaque zone de l'enceinte ainsi que les températures de parois et les débits des gaz entre ces zones (voir Annexe 19A).

#### 1.3. DÉTERMINATION DES DÉBITS

Les données d'entrée [1], concernant les débits de relâchement dans l'enceinte, proviennent de :

- Résultats du code [1] pour les masses et énergies relâchées par le circuit primaire dans l'enceinte (voir section 19.2.2.1).
- Résultats du code [1] pour les relâchements dus à l'interaction corium/béton dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement (voir section 19.2.2.4).
- Une hypothèse de fragmentation du corium [1] (hypothèse déterminante pour les débits massiques de vapeur) durant la phase de trempage dans la chambre d'étalement.
- D'une hypothèse de production continue de vapeur durant la phase de noyage du corium dans la chambre d'étalement, en considérant une fraction de la puissance résiduelle [1].
- Après la rupture de la cuve, le corium se déverse dans le puits de cuve et interagit avec le béton. Après érosion du béton sacrificiel, la trappe fusible cède et le mélange liquide de corium et de béton s'écoule vers la chambre d'étalement. Lors de l'interaction corium/béton dans le puits de cuve, de la vapeur, de l'hydrogène et du dioxyde et monoxyde de carbone sont produits et relâchés dans l'enceinte.
- Lors de l'interaction corium/béton dans la chambre d'étalement, de la vapeur, de l'hydrogène et du dioxyde et monoxyde de carbone sont également produits et libérés dans l'enceinte.
- Suite à l'arrivée du corium dans la chambre d'étalement, le noyage se déclenche. Après [1] la trempage du corium débute avec de l'eau sous-saturée provenant de l'IRWST. Une hypothèse réaliste de fragmentation immédiate [1] de la couche supérieure de corium oxyde est considérée. Le choix d'une telle valeur est justifié par le conservatisme du modèle de calcul du débit de vapeur qui suppose que la totalité du flux thermique est utilisée lors de cette phase pour évaporer l'eau entrant [1] jusqu'au refroidissement du corium fragmenté (voir section 19.2.2.4). Ensuite, la chambre d'étalement se remplit avec de l'eau sous-saturée jusqu'à l'équilibrage du niveau d'eau avec l'IRWST. L'eau est chauffée par la puissance résiduelle du corium et, une fois la saturation atteinte, l'ébullition commence et il s'établit une phase de production de vapeur à long terme. La quantité d'eau évaporée est remplacée par l'eau sous-saturée issue de l'IRWST.

La puissance résiduelle est utilisée comme donnée d'entrée additionnelle du code [ ] pour permettre le calcul de la vaporisation à long terme. Le débit de vapeur est calculé par le code en tenant compte des paramètres suivants dépendants du temps :

- La température de l'eau de l'IRWST.
- La température de saturation, fonction de la pression de l'enceinte.
- La puissance résiduelle dans le corium et dans les produits de fission contenus dans l'eau de l'IRWST.

Le calcul hors cuve fait l'hypothèse que les deux processus, interaction corium/béton et fragmentation, se poursuivent en parallèle car le phénomène de trempage s'effectue depuis la périphérie de la zone d'étalement. La puissance résiduelle correspond aux hypothèses suivantes :

- Puissance thermique du cœur [ ],
- Taux d'épuisement (à la fin du cycle) [ ],
- [ ].

[ ] La puissance résiduelle due aux produits de fission relâchés dans l'atmosphère de l'enceinte et collectés dans les puisards (d'abord dans les eaux de ruissellement sur les planchers, puis dans l'IRWST) ainsi que celle du corium de la zone d'étalement sont utilisées [ ] pour chauffer l'eau de l'IRWST et celle qui se trouve dans la zone d'étalement au dessus du corium. Le calcul de la puissance résiduelle est basé sur les données du tableau 19.2.2.1 TAB 6.

## **2. DONNÉES SUR L'ENCEINTE DE CONFINEMENT**

### **2.1. MODÈLE D'ENCEINTE [ ]**

La principale caractéristique d'un code multicompartiment est de déterminer une pression, une température et une concentration uniforme dans chaque zone modélisée.

Les hypothèses de référence sont les suivantes :

- Compartimentage du bâtiment réacteur en zones bien définies.
- A l'intérieur d'une zone, on considère qu'il n'y a pas de différence de pression, de température ou de composition des gaz pour la détermination de l'état thermodynamique. Les différences de pression statique sont prises en compte pour calculer le débit massique à travers les jonctions entre les compartiments. Tous les gaz se mélangent immédiatement de manière homogène.
- L'écoulement entre zones est modélisé par des jonctions représentatives des ouvertures entre les compartiments de l'enceinte.
- A travers une jonction, aucun écoulement à contre-courant n'est modélisé.
- Les frontières d'une zone peuvent être des structures solides mais aussi des surfaces fictives dans le volume gazeux.

Le modèle multicompartiment permet d'effectuer, avec un temps de calcul raisonnable, des analyses complètes et représentatives de la distribution locale en régime transitoire de la pression des gaz, de leur composition et des températures de gaz, de l'eau et des parois.

Les autres éléments essentiels de la modélisation multicompartiment de l'enceinte [ ] sont les suivants :

- Utilisation de données réalistes pour les volumes, les surfaces des structures, les jonctions, les caractéristiques des matériaux.
- Modélisation d'un nombre de zones défini conformément aux exigences de l'analyse de pression et de température dans l'enceinte.

- Répartition de ces zones en deux groupes : compartiments d'équipements (inaccessibles) et compartiments d'exploitation (accessibles) (concept de séparation en « 2 zones » du bâtiment réacteur).
- Pour chacune des quatre boucles primaires, le compartiment du générateur de vapeur et le compartiment de la pompe primaire sont regroupés au sein d'un même volume.
- Répartition des zones de manière à ce que chacune d'elles n'appartienne qu'à l'une des 4 boucles, afin d'étudier l'effet des différentes localisations de brèches.
- Regroupement des zones à la même altimétrie (pour éviter toute convection naturelle artificielle ; il s'agit d'une exigence du code multicompartiment), à l'exception des casemates physiques de l'enceinte.
- Certains compartiments importants mais de petit volume sont modélisés comme des zones distinctes. Il s'agit de la piscine réacteur, du puits de cuve, de l'IRWST, de la chambre d'étalement.

Les parties accessibles de l'enceinte incluent les zones □ □ (voir tableau 19.2.2.1 TAB 2) représentées en vert dans la figure [FIG-19.2.2.5.1](#). Les parties inaccessibles de l'enceinte incluent les zones □ □ (voir tableau [TAB-19.2.2.5.1](#)) représentées en orange dans la figure [FIG-19.2.2.5.1](#).

L'eau de l'IRWST est modélisée en deux couches afin de calculer correctement la température de surface qui est importante pour les transferts convectifs de chaleur dans l'enceinte. Avant l'accident, l'eau de l'IRWST est supposée être à la même température que celle du compartiment des équipements (42°C). Durant l'accident, de l'eau du RCP est ajoutée à l'IRWST soit directement soit sous forme de condensats à la température de saturation de la pression de l'enceinte. Avant la mise en service de l'EVU, la température de l'eau de l'IRWST est supposée non homogène : plus chaude dans la couche supérieure que la couche inférieure.

□

Dans le code □ le système CONVECT est modélisé par des jonctions, dépendantes de la pression et de la température, □.

## **2.2. CONDITIONS AUX LIMITES**

Les surfaces totales des structures de l'enceinte sont les suivantes :

- Structures en béton □.
- Structures en acier □.

Un liner métallique recouvre la totalité de la paroi de l'enceinte □. On fait l'hypothèse de la présence d'un jeu □ entre le liner métallique et le béton □. Un coefficient d'échange thermique □ est pris en compte de manière conservative.

Toutes les surfaces des structures, qu'elles soient en acier ou en béton, en contact avec l'atmosphère gazeuse de l'enceinte, sont protégées par une couche de peinture. □.

## **2.3. LES RECOMBINEURS D'HYDROGÈNE**

La disposition des recombineurs dans l'enceinte est conforme à celle indiquée dans le chapitre relatif à l'analyse du risque hydrogène et présentée à la section 19.2.2.3. Le tableau [TAB-19.2.2.5.3](#) présente la disposition des recombineurs en fonction de leur niveau dans l'enceinte. Le modèle de recombineur □ prend en compte la consommation en monoxyde de carbone, en hydrogène, en oxygène et la chaleur correspondante, ainsi que la quantité de dioxyde de carbone et de vapeur d'eau libérée.

□

## **2.4. SYSTÈME EVU**

Lors d'un accident grave, le système EVU a pour objectif d'éviter une surpression à long terme de l'enceinte. Dans une approche conservatrice, on suppose que le système EVU ne sera activé qu'après une période de grâce. Le délai considéré est de 12 heures après le début de l'accident grave, défini par l'instant à partir duquel la température de sortie du cœur atteint 650°C.

L'EVU est composé de [ ]. De l'eau est pompée dans l'IRWST, refroidie dans des échangeurs puis aspergée dans le dôme de l'enceinte.

Le système EVU dans son ensemble est modélisé sur la base des paramètres de la section 6.2.7 pour le calcul APRP grosse brèche avec [ ] (voir § 3.3.2.). Pour le calcul APRP grosse brèche avec [ ] (voir § 3.3.1.) une hypothèse de calcul est modifiée. La température de l'eau de la source froide ultime est réduite d'une valeur conservatrice de 38,0°C à 26,0°C.

La hauteur effective de chute des gouttes [ ] implique que seule la partie supérieur de l'enceinte peut être directement affectée. En accord avec les spécifications des buses d'aspersion, le diamètre des gouttes est supposé [ ]. Cette valeur limite du diamètre des gouttes est conservatrice vis-à-vis des calculs de pression et de température.

La concomitance de l'APRP GB et de la perte de la station de pompage n'est pas postulée compte tenu de l'indépendance de ces événements.

## **2.5. DISQUES DE RUPTURE, DISQUES DE CONVECTION ET VOILETS**

[ ] Les disques de rupture s'ouvrent pour une différence de pression [ ]. Les disques de convection s'ouvrent quand la température en dessous de ces disques dépasse un seuil donné [ ], ou également pour une différence de pression [ ]. Les volets de l'IRWST s'ouvrent pour une pression absolue dans l'enceinte [ ] ou pour une différence de pression de part et d'autre du plafond des compartiments des générateurs de vapeur qui atteint un seuil donné [ ].

Les parties hautes des compartiments des générateurs de vapeur des boucles 1-2 et 3-4 étant [ ] GV. Le tableau suivant montre la surface de passage (en m<sup>2</sup>) effectivement ouverte pour chaque paire de boucles [ ]. Le second chiffre est la surface maximale de l'ouverture pour chaque paire de boucles. Dans le cas d'un APRP grosse brèche, tous les disques de rupture et les disques de convection s'ouvrent dans le compartiment supérieur affecté par la brèche. [ ] correspondant aux deux boucles intactes, seuls les disques de convection s'ouvrent, les disques de rupture restent fermés. Comme indiqué dans le tableau, tous les volets de l'IRWST s'ouvrent.

Scénario	[ ]	[ ]	IRWST (volets)
APRP grosse brèche	[ ]	[ ]	[ ]

## **2.6. PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX**

Les propriétés des matériaux des structures de l'enceinte sont supposées constantes :

Propriété		Acier ferritique (liner, grilles)	Béton	Peinture
Conductivité thermique $\lambda$	W/mK	□	□	□
Densité $\rho$	kg/m <sup>3</sup>	□	□	□
Chaleur spécifique Cp	J/kgK	□	□	□

### **2.7. CONDITIONS INITIALES DANS L'ENCEINTE**

Les conditions initiales supposées dans l'enceinte lors du début de l'accident sont indiquées dans le tableau ci-dessous. Les températures initiales des structures correspondent aux températures des gaz :

Conditions initiales dans l'enceinte			
État		Zone d'exploitation Zones : Ac1-Ac12	Zone d'équipements Zones : Eq1-Eq18
Pression P	bar	□	□
Température des gaz T	°C	□	□
Humidité $\varphi$	%	□	□

### **3. APRP GROSSE BRÈCHE**

#### **3.1. SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS ET DONNÉES D'ENTRÉE POUR LA PHASE DE DÉGRADATION EN CUVE**

Le scénario APRP grosse brèche considéré est défini de la manière suivante (voir section 19.2.2.1) :

- rupture simple de la ligne d'expansion,
- refroidissement secondaire partiel,
- pas d'ISBP,
- pas d'ISMP,
- seuls les accumulateurs sont pris en compte,
- ouverture des vannes dédiées accidents graves lorsque la température maximale en sortie de cœur atteint 650° C. En même temps, les générateurs de vapeur sont isolés (à l'entrée en Accident Grave).

Les résultats des calculs □, présentant les événements clés de la phase en cuve, sont présentés dans le tableau [TAB-19.2.2.5.4](#).

### **3.2. SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS ET DONNÉES D'ENTRÉE POUR LA PHASE HORS CUVE**

La séquence des évènements clés de la phase hors cuve est présentée dans le tableau [TAB-19.2.2.5.5](#).

La rupture de la cuve se produit à 9840 s (~ 2 h 44 min) et le corium se déverse dans le puits de cuve. L'interaction corium/béton débute et relâche dans l'enceinte de la vapeur, de l'hydrogène, du monoxyde et dioxyde de carbone selon les résultats du code [1].

A 14734 s (~ 4 h 5 min) la trappe fusible cède et le mélange liquide de corium et de béton s'écoule dans la chambre d'étalement. Ensuite une interaction corium/béton débute dans cette chambre d'étalement jusqu'à ce que la totalité du béton sacrificiel soit consommée à l'instant 20420 s (~ 5 h 40 min). Durant l'interaction corium/béton dans la chambre d'étalement de la vapeur, de l'hydrogène, du monoxyde et dioxyde de carbone sont produits et relâchés dans l'enceinte, selon les résultats du code [1].

A cause des températures élevées dans le puits de cuve avant l'ouverture de la trappe fusible, et ensuite dans la chambre d'étalement, on suppose une combustion continue de l'hydrogène et du monoxyde de carbone sous la forme d'une flamme rémanente jusqu'au noyage du corium dans la chambre d'étalement. L'hypothèse d'une combustion complète est conservatrice vis-à-vis des chargements thermiques : en effet il est probable qu'une partie de l'hydrogène et du monoxyde de carbone s'échappe dans la partie haute de l'enceinte et ne brûle pas instantanément dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement.

### **3.3. RÉSULTATS DU CALCUL [1]**

#### **3.3.1. Cas 1 : Utilisation de [1] EVU**

##### **3.3.1.1. Évolution de la pression de l'enceinte**

L'évolution de la pression de l'enceinte pour le scénario APRP grosse brèche est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.2](#) pour les deux premiers jours de l'accident (172800 s).

Les phases importantes sont :

- Un premier pic de pression de 3,45 bar au début, pendant la phase de dépressurisation du RCP, suivi d'une chute de pression due à la condensation et à la forte réduction du relâchement de vapeur.
- Un second petit pic de pression après relocalisation du corium dans la partie inférieure de la cuve (5940 s).
- La phase hors cuve, avec l'interaction corium/béton dans le puits de cuve après la rupture de la cuve, entre 9840 s et 14734 s (~ 2 h 44 min et ~ 4 h 5 min).
- La trempe du mélange liquide corium/béton dans la chambre d'étalement (début à 15034 s) engendre un pic significatif de pression d'environ 5 bar. Ceci est dû à l'hypothèse que toute l'eau entrant dans la chambre d'étalement [1] est immédiatement vaporisée jusqu'à ce que la partie supérieure du corium [1] soit solidifiée, le reste [1] étant ensuite progressivement refroidi jusqu'à sa température de solidification [1].
- Une diminution de la pression due à la fin de la production de vapeur. Cela signifie que la production de vapeur s'arrête dès que la partie supérieure du corium [1] est solidifiée [1]. Après ce moment [1] la chambre d'étalement est remplie d'eau sous-saturée provenant de l'IRWST. La puissance résiduelle de l'eau de l'IRWST et du corium est utilisée pour chauffer l'eau de la chambre d'étalement jusqu'à saturation.
- Une augmentation de pression suite à l'apparition de l'ébullition à l'instant 26281 s (~ 7 h 18 min) menant à une production de vapeur proportionnelle à la puissance résiduelle du corium et de l'eau de l'IRWST.
- Une chute de pression due à la mise en service de [1] EVU à 12 h 22 min. La pression atteint 2 bar à 70000 s et décroît ensuite jusqu'à atteindre environ 1,5 bar à la fin du calcul (au bout de 2 jours).

La pression reste toujours en dessous de la pression de dimensionnement (5,5 bar) durant toute la durée de l'accident.

Après la dépressurisation du RCP, les différences de pression entre les zones sont négligeables comparées à la pression absolue de l'enceinte. Pour cette raison, la connaissance de la pression d'une seule zone est représentative de celle de la totalité de l'enceinte sur la figure [FIG-19.2.2.5.2](#).

### 3.3.1.2. Température des gaz de l'enceinte

Les températures des gaz dans toutes les zones de l'enceinte sont présentées dans les figures [FIG-19.2.2.5.3](#) à [FIG-19.2.2.5.8](#) pour les deux premiers jours de l'accident (172800 s). Chaque figure contient les courbes de plusieurs zones ce qui donne une vue générale des évolutions locales de température dans les différentes régions de l'enceinte.

La distribution locale de température des gaz est très hétérogène, notamment avant la mise en service de l'EVU. C'est pour cette raison qu'une modélisation multicompartiment de l'enceinte est nécessaire.

En raison de l'hypothèse qui a été faite d'une combustion continue de l'hydrogène produit par l'interaction corium/béton, les températures des gaz dans le puits de cuve et la chambre d'étalement atteignent des valeurs très élevées, respectivement autour de 900°C et 1200°C. Aucune énergie n'est associée à l'ablation du béton des parois du puits de cuve et de la chambre d'étalement, mais toute l'énergie est considérée transmise à l'atmosphère, ce qui est conservatif vis-à-vis de la pressurisation de l'enceinte.

### 3.3.1.3. Température de l'eau présente dans l'enceinte

La température de l'eau de l'IRWST est indiquée dans la figure [FIG-19.2.2.5.9](#) sur une période de deux jours. Deux températures sont représentées : une température de surface relative à la couche supérieure et une température relative à la couche inférieure. L'eau pompée depuis l'IRWST pour le refroidissement du corium provient de la couche inférieure. Après démarrage de l'EVU, la température de la couche inférieure de l'IRWST augmente à cause des condensats chauds qui passent  $\square$  de l'IRWST. La couche inférieure possède une surface sur laquelle les produits de fission non dissous, comme AgI, peuvent se déposer. Ainsi la température de la couche inférieure va être plus élevée que celle de la couche supérieure en raison de l'accumulation d'aérosols. À long terme le phénomène de mélange est plus important et les deux couches atteignent la même température. Durant toute la durée de l'accident, la température de l'eau reste inférieure à la température de saturation qui dépend du transitoire de pression de l'enceinte.

La température de l'eau dans la chambre d'étalement est indiquée dans la figure [FIG-19.2.2.5.10](#) sur une période de deux jours. Avant l'arrivée du corium (après l'ouverture de la trappe fusible à 14734 s) il s'agit de la température du condensat accumulé dans la chambre d'étalement. Après le noyage du corium l'eau s'échauffe jusqu'à saturation (à 26281 s). Ensuite le relâchement de vapeur dans l'enceinte débute et provoque la montée en pression et température de l'enceinte.

### 3.3.1.4. Température du liner

La température du liner à plusieurs niveaux (partie inférieure et supérieure du dôme ainsi que partie inférieure, médiane et supérieure du compartiment annulaire) dans l'enceinte est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.11](#) pour les deux premiers jours de l'accident. Jusqu'à l'apparition de la phase d'ébullition, la température du liner est supérieure pour les zones avec jeu. Cette température atteint des pics  $\square$  dans le dôme pendant la phase de trempe respectivement pour les zones avec et sans jeu. Ensuite, durant la phase d'ébullition, la température du liner diminue, puis augmente jusqu'à environ 130°C pour diminuer finalement à environ 76°C, deux jours après le début de l'accident.

### 3.3.1.5. Accumulation d'eau dans la chambre d'étalement

Les variations de niveaux d'eau entre l'IRWST et la chambre d'étalement sont présentées dans la figure [FIG-19.2.2.5.12](#) pour les deux premiers jours de l'accident. Après environ 22000 s (~ 6 h 6 min) les niveaux dans les deux zones sont à l'équilibre et le restent indépendamment de la production de vapeur et de la mise en service de l'EVU.



### 3.3.1.6. Bilan massique de l'hydrogène dans la chambre d'étalement


L'hydrogène est recombéné par les recombineurs dont la position est définie dans la section 19.2.2.3. Après la rupture de la cuve (~2 h 44 min) l'hydrogène, produit par l'interaction corium/béton, est brûlé de manière continue à cause des températures élevées dans le puits de cuve et la chambre d'étalement jusqu'au début du noyage du corium.

La figure [FIG-19.2.2.5.13](#) présente l'évolution des masses d'hydrogène dans l'enceinte. L'hydrogène est relâché en deux phases (en cuve et hors cuve). La première étape s'achève à la rupture de cuve à l'instant 9840 s (~ 2 h 44 min). Jusqu'à ce moment environ 500 kg d'hydrogène sont relâchés dans l'enceinte. Durant la phase hors cuve environ 1000 kg d'hydrogène sont relâchés par l'interaction corium/béton. Pendant la phase de production d'hydrogène en cuve, la quantité d'hydrogène maximale dans l'enceinte est atteinte à 4000 s.





### 3.3.2. Cas 2 : Utilisation d' EVU

#### 3.3.2.1. Évolution de la pression de l'enceinte

L'évolution de la pression de l'enceinte du scénario APRP grosse brèche est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.14](#) pour les deux premiers jours de l'accident (172800 s). Avant le démarrage de l'EVU, la pression de l'enceinte est la même que dans le cas avec  EVU.

Les phases importantes sont :

- Un premier pic de pression de 3,45 bar au début, pendant la phase de dépressurisation du RCP, suivi d'une chute de pression due à la condensation et à la forte réduction de la décharge de vapeur.
- Un second petit pic de pression après relocalisation du corium dans le fond de cuve (5940 s).
- La phase hors cuve, avec l'interaction corium/béton dans le puits de cuve après la rupture de la cuve, entre 9840 s et 14734 s (~ 2 h 44 min et ~ 4 h 5 min).
- La trempe du mélange liquide corium/béton dans la chambre d'étalement (début à 15034 s) engendre un pic significatif de pression d'environ 5 bar. Ceci est due à l'hypothèse d'un important débit vapeur  jusqu'à l'instant 16553 s (~ 4 h 36 min).
- Une diminution de la pression due à l'arrêt de la production de vapeur durant la phase de remplissage. Le remplissage de la chambre d'étalement par l'eau de l'IRWST, qui commence à 16553 s (~ 4 h 36 min), ne produit pas de vapeur.
- Une augmentation de la pression suite à l'apparition de l'ébullition à 26281 s (~ 7 h 18 min) menant à une production de vapeur proportionnelle à la puissance résiduelle du corium et de l'eau de l'IRWST.
- Une chute de la pression due à la mise en service  de l'EVU à 12 h 22 min. La pression décroît ensuite jusqu'à moins de 3 bar après deux jours (172800 s).

La pression reste toujours en dessous de la pression de dimensionnement (5,5 bar) durant la totalité de l'accident.

Après la dépressurisation du RCP, les différences locales de pression entre zones sont négligeables comparées à la pression absolue de l'enceinte. Pour cette raison la connaissance de la pression d'une seule zone est représentative de celle de la totalité de l'enceinte sur la figure [FIG-19.2.2.5.14](#).

#### 3.3.2.2. Température des gaz de l'enceinte

Les températures des gaz dans toutes les zones de l'enceinte sont présentées dans les figures [FIG-19.2.2.5.15](#) à [FIG-19.2.2.5.20](#) pour les deux premiers jours de l'accident (172800 s). Chaque figure contient les courbes de plusieurs zones ce qui donne une vue générale des évolutions locales de température dans les différentes régions de l'enceinte.

Jusqu'au démarrage [ ] EVU (à 44520 s) les températures sont les mêmes que dans le cas 1 [ ]. Alors que la plupart des températures dans le premier cas [ ] sont inférieures à 100°C 22 heures après l'initiateur, au même moment les températures dans le second cas [ ] sont d'environ 120°C.

### 3.3.2.3. Température de l'eau présente dans l'enceinte

La température de l'eau de l'IRWST est indiquée dans la figure [FIG-19.2.2.5.21](#) sur une période de deux jours. Deux températures sont représentées : une température de surface relative à la couche supérieure et une température relative à la couche inférieure. L'eau pompée depuis l'IRWST pour le refroidissement du corium provient de la couche inférieure. Après démarrage de l'EVU, la température de la couche inférieure de l'IRWST augmente à cause des condensats chauds qui passent de la couche supérieure (Eq2surf) vers la couche inférieure (Eq2pool) de l'IRWST. Durant toute la durée de l'accident, la température de l'eau reste inférieure à la température de saturation qui dépend du transitoire de pression de l'enceinte. La température de l'eau de l'IRWST atteint 119°C à la fin du calcul (deux jours).

La température de l'eau dans la chambre d'étalement est indiquée dans la figure [FIG-19.2.2.5.22](#) sur une période de deux jours. Jusqu'au démarrage [ ] EVU (à 44520 s) la température est la même que dans le cas 1. Ensuite la température de l'eau décroît jusqu'à 130°C à la fin du calcul (deux jours).

### 3.3.2.4. Température du liner

La température du liner à plusieurs niveaux (partie inférieure et supérieure du dôme ainsi que la partie inférieure, médiane et supérieure du compartiment annulaire) dans l'enceinte est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.23](#) pour les deux premiers jours de l'accident. Jusqu'au démarrage de l'EVU, la température du liner est la même que dans le cas 1 [ ]. Après le démarrage de l'EVU la température du liner diminue jusqu'à la fin du calcul (au bout de deux jours) et atteint 116°C. Elle est plus importante que dans le cas 1 [ ] où elle atteignait 76°C.

## 4. IMPACT DE LA MODIFICATION DES PROPRIETES DU SYSTÈME DE STABILISATION DU CORIUM SUR LES CHARGEMENTS ACCIDENT GRAVE

En raison des contraintes industrielles, la teneur en eau du béton, pour laquelle les calculs FSAR présentés plus haut ont été effectués, ne peut être atteinte [ ]. Il convient donc de démontrer que l'augmentation de la teneur en eau du béton ne pénalise pas la mitigation des accidents graves. Dans ce but, un nouveau jeu d'hypothèses prenant en compte la nouvelle masse de béton et une teneur en eau augmentée [ ] a été considéré avec le code [ ] pour calculer un scénario APRP grosse brèche (avec rupture précoce de la cuve) et un scénario APRP petite brèche (avec rupture de la cuve plus tardive) [Réf](#) . En outre, une masse supplémentaire [ ] de béton est considérée. Cette masse est due aux six plots en béton sacrificiel (bumpers) installés dans le puits de cuve pour protéger la trappe fusible d'un impact du fond cuve en cas de chute rapide de ce dernier (e.g. décalottage instantané).

Des nouveaux calculs [ ] ont été réalisés pour prendre en compte ces hypothèses. L'impact de ces nouvelles propriétés du béton sur l'atmosphère de l'enceinte a été évalué sur la base des nouveaux chargements de pression et température. Le scénario APRP grosse brèche étant celui qui présente les chargements les plus élevés en terme de pression et température, c'est le seul qui est présenté ci-après.

Le modèle de l'enceinte utilisé se base sur les données du [§ 2](#). Concernant l'EVU, la température de l'eau de la source froide ultime est considérée de 38,0°C (pour comparaison voir le [§ 2.4](#)).

La masse accrue des gaz relâchés pendant l'interaction corium/béton par comparaison avec le calcul d'origine pour le scénario APRP grosse brèche est présentée dans le tableau [TAB-19.2.2.5.6](#) (voir aussi [Réf](#) ).

### 4.1. RÉSULTATS DU SCÉNARIO APRP GROSSE BRÈCHE

L'évolution de la pression de l'enceinte pour le scénario APRP grosse brèche est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.24](#). Le pic de pression atteint un maximum d'environ 5,2 bar pendant la trempe.

Ce pic est 0,2 bar élevé que celui du scénario APRP grosse brèche présenté dans le § 3. ¶. Après la mise en service de ¶ EVU en mode aspersion, la pression diminue et atteint 2 bar à ~ 90000 s après l'initiateur (12 h 38 min après le démarrage de l'aspersion). Il faut donc 5 heures de plus que le scénario APRP grosse brèche présenté dans le § 3. Cela se justifie par des chargements en pression légèrement plus élevés et par une diminution de la capacité d'évacuation de la chaleur par l'EVU (pour les différences sur l'EVU voir dans le § 2.4. et § 4.).

Les températures des gaz dans toutes les zones de l'enceinte sont présentées dans les figures [FIG-19.2.2.5.25](#) à [FIG-19.2.2.5.30](#) pour les deux premiers jours de l'accident. Chaque figure contient les courbes de plusieurs zones ce qui donne une vue générale des évolutions locales de température dans les différentes régions de l'enceinte. Les chargements thermiques sont légèrement supérieurs à ceux de l'APRP grosse brèche présenté dans le § 3.3.1.2. à cause de l'augmentation de la teneur en eau de béton, de la masse additionnelle de béton sacrificiel et de la plus faible évacuation de chaleur par l'EVU (pour les différences sur l'EVU voir dans le § 2.4. et § 4.).

La température du liner à plusieurs niveaux (partie inférieure et supérieure du dôme ainsi que partie inférieure, médiane et supérieure du compartiment annulaire) dans l'enceinte est présentée dans la figure [FIG-19.2.2.5.31](#). Cette température atteint des pics ¶ similaires à ceux du scénario APRP grosse brèche présentés dans le § 3.

## **5. ANALYSE DES RÉSULTATS THERMO-HYDRAULIQUES**

Dans le scénario APRP grosse brèche, la pression de l'enceinte reste en dessous de la pression de dimensionnement (5,5 bar).

Cela est vérifié pour les deux phases de l'accident grave :

- la phase en cuve avec un fort relâchement de vapeur du primaire via la brèche,
- la phase hors cuve, en particulier durant la trempe du corium.

La mise en service ¶ EVU, est suffisante pour satisfaire les objectifs de l'EVU définis dans la section 6.2.7.

Le pic de pression le plus important dans le scénario APRP grosse brèche atteint 5 bar. À la suite du démarrage de l'EVU (12 heures après que la température de sortie du cœur ait atteint 650°C) la pression de l'enceinte diminue à 2 bar, 7,1 heures après le démarrage de l'aspersion pour l'APRP grosse brèche (premier cas, ¶ EVU). Pour le second cas de l'APRP grosse brèche (¶ EVU), la pression est inférieure à 3 bar, et est donc en dessous de la pression de dimensionnement (5,5 bar), deux jours après le début de l'accident grave.

La température des gaz atteint une valeur maximale durant l'interaction corium/béton dans le puits de cuve et la chambre d'étalement en faisant l'hypothèse d'une combustion continue des gaz générés (H<sub>2</sub>, CO). Ceci explique le fait qu'une température élevée des gaz n'apparaît que pour de courts instants dans certaines zones de l'enceinte. La mise en service de l'EVU diminue la température des gaz dans toute l'enceinte.

La température maximale des gaz dans le dôme atteint 215°C et une valeur supérieure dans les compartiments des équipements (côté brèche). Dans le cas de l'APRP grosse brèche (premier cas, ¶ EVU) la température des gaz diminue à 100°C, 22 heures après l'aspersion, dans la plupart des compartiments. La température du liner atteint un pic dans la zone présentant un jeu entre le liner et le béton, durant la phase de trempe, de 152°C. Après 2 jours, la température du liner atteint 76°C.

Dans tous les cas l'eau de l'IRWST reste sous saturée (couches inférieure et supérieure).

La prise en compte de la nouvelle teneur en eau du béton dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement, de la nouvelle densité et de la masse des six plots de béton sacrificiel dans le puits de cuve conduit à une légère augmentation de la température et de la pression dans l'enceinte pour le scénario APRP grosse brèche. Une plus grande production de gaz combustibles pendant l'interaction



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 15/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

corium/béton en est la cause. Les valeurs maximales de pression et de température pendant l'accident sont cependant presque identiques à celles de l'analyse de référence.



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 16/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DES RÉFÉRENCES

**TAB-19.2.2.5.1 MODÈLE D'ENCEINTE DES  
COMPARTIMENTS DES ÉQUIPEMENTS**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 18/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.5.2 MODÈLE D'ENCEINTE DU DÔME ET DES  
COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 19/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.2.2.5.3 DISPOSITION DES RECOMBINEURS**

□



**TAB-19.2.2.5.4 ÉVÈNEMENTS POUR LE SCÉNARIO APRP**  
**GROSSE BRÈCHE JUSQU'À LA RUPTURE DE LA CUVE**  
**(VOIR SECTION 19.2.2.1)**

□

**TAB-19.2.2.5.5 ÉVÈNEMENTS POUR LE SCÉNARIO APRP**  
**GROSSE BRÈCHE APRÈS LA RUPTURE DE LA CUVE**

□

**TAB-19.2.2.5.6 RELÂCHEMENT DES GAZ PENDANT**  
**L'INTERACTION CORIUM/BÉTON AVEC LES NOUVELLES**  
**PROPRIÉTÉS DU BÉTON POUR LE SCÉNARIO APRP**  
**GROSSE BRÈCHE** [RÉF](#)

□

**FIG-19.2.2.5.1 MODÈLE DE L'ENCEINTE<sup>1</sup> DANS [ ]**

[ ]

[ ]

**FIG-19.2.2.5.2 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – PRESSION DE L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.5.3 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS  
(BOUCLES 1&2)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 26/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.4 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS  
(BOUCLES 3&4)**

□

**FIG-19.2.2.5.5 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (1)**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 28/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.6 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (2)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 29/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.7 APRP GROSSE BRÈCHE (I EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE  
DÔME (1)**

I

**FIG-19.2.2.5.8 APRP GROSSE BRÈCHE (I EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE  
DÔME (2)**

I



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 31/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.9 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L'EAU ET DES GAZ DE L'IRWST**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 32/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.10 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L'EAU ET DES GAZ DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 33/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.11 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DU LINER DE L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.5.12 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – NIVEAUX D'EAU  
DANS L'IRWST ET LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

□

**FIG-19.2.2.5.13 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – QUANTITÉ  
D’HYDROGÈNE DANS L’ENCEINTE**

□





**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 36/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.14 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – PRESSION DE L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.5.15 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS  
(BOUCLES 1&2)**

□

**FIG-19.2.2.5.16 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS  
(BOUCLES 3&4)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 39/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.17 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (1)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 40/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.18 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (2)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 41/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.19 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE  
DÔME (1)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 42/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.20 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE  
DÔME (2)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 43/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.21 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L'EAU ET DES GAZ DE L'IRWST**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 44/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.22 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE DE L'EAU ET DES GAZ DE LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 45/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.23 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU) – TEMPÉRATURE  
DU LINER DE L'ENCEINTE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 46/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.24 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – PRESSION DE L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.2.2.5.25 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 1&2)**

□

**FIG-19.2.2.5.26 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (BOUCLES 3&4)**

□

**FIG-19.2.2.5.27 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (1)**

□

**FIG-19.2.2.5.28 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'ÉQUIPEMENTS (2)**

□

**FIG-19.2.2.5.29 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (1)**

□



**FIG-19.2.2.5.30 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DES GAZ DANS LES COMPARTIMENTS D'EXPLOITATION ET LE DÔME (2)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.5

PAGE 53/53

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.2.2.5.31 APRP GROSSE BRÈCHE (□ EVU – NOUVELLES PROPRIÉTÉS DU BÉTON) – TEMPÉRATURE DU LINER DE L'ENCEINTE**

□

## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.6 RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ EN ACCIDENT GRAVE (EN ET HORS CUVE).</b>	<b>2</b>
<b>1. INTRODUCTION</b>	<b>2</b>
<b>2. HYPOTHÈSES GÉNÉRALES</b>	<b>2</b>
<b>3. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ EN CUVE</b>	<b>2</b>
<b>3.1. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 1</b>	<b>3</b>
<b>3.2. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 2</b>	<b>3</b>
<b>3.3. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 3</b>	<b>4</b>
<b>4. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ HORS CUVE</b>	<b>4</b>
<b>4.1. CONFIGURATIONS DU CORIUM</b>	<b>4</b>
<b>4.1.1. CONFIGURATION DANS LE Puits DE CUVE</b>	<b>4</b>
<b>4.1.2. CONFIGURATION DANS LA CHAMBRE D'ÉTALEMENT</b>	<b>5</b>
<b>4.2. ANALYSE DU RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ</b>	<b>5</b>
<b>5. CONCLUSION</b>	<b>6</b>
<b>LISTE DES REFERENCES.</b>	<b>7</b>

## .19.2.2.6 RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ EN ACCIDENT GRAVE (EN ET HORS CUVE)

### 1. INTRODUCTION

Lors d'un hypothétique accident de fusion partielle ou complète du cœur, le combustible, les gaines, les éléments de contrôle et de structure peuvent fondre et se mélanger pour former un corium qui, selon les scénarios accidentels, se relocalisera tout ou partiellement en fond de cuve, ou percera le fond de la cuve pour atteindre le puits de cuve puis la chambre d'étalement.

Lors de ce type d'accident, la modification des éléments suivants pourrait influencer la reprise de la réaction nucléaire (on parle alors de retour à la criticité), et contribuer ainsi à une aggravation de l'accident :

- Géométrie des assemblages de combustible ou du corium ;
- Répartition des barres de contrôle et des absorbants neutroniques ;
- Présence ou non de produits de fission neutrophages ;
- Présence ou non de modérateur ;
- Concentration en bore du modérateur ;
- Porosité du corium favorisant l'infiltration du modérateur.

L'objectif de ce sous-chapitre est de démontrer que pour les différentes configurations accidentelles de fusion du cœur envisageables sur l'EPR, le risque de retour à la criticité est écarté. Cette démonstration prend en compte des caractéristiques réalistes du corium et les préconisations de la conduite en accident grave.

La démonstration est menée en deux temps, afin de reprendre les différentes configurations possibles du corium :

- Maintien du cœur en cuve, géométrie du combustible intact ou avec éventuelle relocalisation de tout ou partie du corium en fond de cuve ;
- Corium hors cuve, dans le puits de cuve ou dans la chambre d'étalement.

Les sous-chapitres ci-dessous visent à déterminer les marges à la criticité neutronique dans chacune de ces configurations.

### 2. HYPOTHÈSES GÉNÉRALES

On considèrera dans les configurations en cuve et hors cuve les gestions combustibles suivantes :

□

### 3. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ EN CUVE

En cas d'accident grave, suite à la perte du réfrigérant primaire consécutive à l'indisponibilité de systèmes de sauvegarde, le cœur s'échauffe et commence à fondre. Sans récupération rapide du réfrigérant primaire, le combustible et la structure du cœur se dégradent, le cœur perd sa géométrie et forme progressivement un lit de débris et/ou un bain de corium qui, par la suite, va se relocaliser dans le plénum inférieur de la cuve.

Trois configurations prépondérantes du cœur se dégagent donc dans la progression de l'accident grave en cuve :

- La configuration géométrique du cœur est intacte mais les barres de contrôle ont commencé à fondre (phase 1) ;
- Le cœur perd sa géométrie, une partie forme un bain de corium et un lit de débris de combustible, d'éléments de barres de contrôle et de matériaux de structure (phase 2) ;
- Le bain de corium se relocalise partiellement dans le plénum inférieur de la cuve et forme un lit de débris en fond de cuve (phase 3).

Le risque de retour en criticité est analysé dans ce chapitre pour chacune de ces trois configurations du cœur en cuve. Pour ce faire, des calculs de réactivité (voir [Réf \[1\]](#)) ont été réalisés avec le code de neutronique  $\text{CATHARE}$ , sur la base d'hypothèses neutroniques, géométriques et thermo-hydrauliques issues de retours d'expériences ou choisies fortement conservatives.

Nota : la conduite en accident grave interdit tout renoyage actif tardif. Le renoyage du cœur dans chacune des trois configurations étudiées ne peut donc pas avoir lieu. Néanmoins le risque de retour en criticité associé à un renoyage tardif est évalué, au titre de la défense en profondeur.

### **3.1. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 1**

Cette première phase, durant laquelle on considère la géométrie initiale du cœur intacte, est essentielle vis-à-vis de l'analyse du risque de retour en criticité, dans la mesure où un retour à la criticité engagerait l'intégralité de l'inventaire du cœur vers une reprise des réactions nucléaires.

$\square$

Sur la base de l'ensemble de ces hypothèses conservatives, les calculs réalisés (voir [Réf \[1\]](#)) montrent que l'injection d'eau borée à la concentration de la bêche IRWST permet d'écarter tout risque de retour à la criticité durant la phase 1 pour les deux gestions étudiées, et dégagent une marge sur la concentration en bore de la bêche IRWST de :

- $\square$  ppm pour la gestion UO<sub>2</sub> (DDC) ;
- $\square$  ppm pour la gestion MOX (DDC).

Nota : une éventuelle baisse de la concentration en bore liée à la dilution de l'eau de l'IRWST par l'eau primaire est couverte par la marge de concentration en bore mentionnée ci-dessus. De plus, durant cette phase, l'effet de la dilution de l'eau injectée fortement borée par l'eau du circuit primaire plus faiblement borée est limité, du fait de la vaporisation de l'eau du primaire au cours de l'accident tandis que le bore précipite au sein du combustible et des structures du cœur, maintenant une concentration en bore nécessairement supérieure ou égale à celle de l'IRWST.

Par ailleurs, les calculs réalisés montrent l'absence de risque de retour en criticité en l'absence d'eau pour la gestion MOX, avec une marge importante de l'ordre de  $\square$  pcm (DDC).

### **3.2. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 2**

$\square$

Sur la base de l'ensemble de ces hypothèses conservatives, les calculs réalisés (voir [Réf \[1\]](#)) montrent que l'injection d'eau borée à la concentration de la bêche IRWST permet d'écarter tout risque de retour à la criticité durant la phase 2 pour les deux gestions étudiées, et dégagent une marge sur la concentration en bore de la bêche IRWST de :

- ppm pour la gestion UO2 (MDC) ;
- ppm pour la gestion MOX (DDC).

Par ailleurs, les calculs réalisés montrent l'absence de risque de retour en criticité en l'absence d'eau pour la gestion MOX, avec une marge importante de l'ordre de 45500 pcm (DDC).

### **3.3. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ DURANT LA PHASE 3**

La relocalisation du corium se poursuit, et, après percée du réflecteur lourd et de l'enveloppe du cœur, toute ou partie du corium se déverse dans le plénum inférieur et dans l'eau résiduelle contenue au fond de la cuve, formant un lit de débris par fragmentation du jet de corium lors de sa chute dans l'eau. Deux configurations peuvent alors être possibles :

- .
  - .
- En considérant  les taux de relâchement des produits de fission et la porosité pénalisante du corium, les calculs réalisés (voir [Réf \[11\]](#)) montrent que l'injection d'eau borée à la concentration de la bêche IRWST permet d'écarter tout risque de retour à la criticité pour les deux gestions étudiées, et dégagent une marge sur la concentration en bore de la bêche IRWST de :
- ppm pour la gestion UO2 (MDC) ;
  - ppm pour la gestion MOX (DDC).

### **4. RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ HORS CUVE**

Après la rupture de la cuve, le corium est temporairement retenu dans le puits de cuve. Une couche de béton sacrificiel recouvrant l'intérieur du puits de cuve doit être érodée par le corium pour permettre à ce dernier de s'écouler dans la chambre d'étalement. L'épaisseur de la couche est telle qu'elle permet d'assurer que tout l'inventaire cœur susceptible de se déverser hors de la cuve est collecté dans le puits de cuve avant que la couche de béton sacrificiel ne soit totalement traversée. Une fois la couche de béton sacrificiel traversée, une trappe fusible ouvre l'accès au canal de transfert et le corium vient se déverser en une seule fois et de façon uniforme dans la chambre d'étalement (voir section 19.2.2.4 traitant des phénomènes hors cuve). Ce procédé de récupération et de refroidissement du corium hors cuve, propre à l'EPR, fait donc apparaître deux configurations du corium hors cuve, à analyser vis-à-vis du risque de retour en criticité :

- Corium déversé dans le puits de cuve ;
- Corium étalé et refroidi dans la chambre d'étalement.

#### **4.1. CONFIGURATIONS DU CORIUM**

##### **4.1.1. Configuration dans le puits de cuve**

Conformément à la conduite en accident grave qui interdit tout renoyage actif tardif, la présence d'eau dans le puits de cuve est très limitée (produits de condensation uniquement). Néanmoins, au titre de la défense en profondeur, le renoyage du puits de cuve est étudié, et le risque de retour en criticité associé évalué.

En fonction de l'instant et de l'efficacité du renoyage, toute ou partie du corium se déverse après la rupture de la cuve dans le puits de cuve immergé par le renoyage, formant alors un lit de débris par fragmentation, ainsi qu'un éventuel bain de corium. Suite à l'interaction corium-béton qui se déroule dans le puits de cuve, le corium se charge progressivement en béton.

#### 4.1.2. Configuration dans la chambre d'étalement

Après avoir traversé la trappe, le corium, désormais chargé en béton, s'écoule dans le canal de transfert et s'étalement dans la chambre du récupérateur recouverte de béton sacrificiel. La chambre d'étalement étant par conception isolée de l'enceinte, aucune eau ne sera présente préalablement à l'écoulement du corium, si ce n'est une quantité très limitée de condensats. Le corium se déverse donc dans la chambre d'étalement à sec. Suite à l'interaction corium-béton qui s'est produite dans le puits de cuve, la faible viscosité du corium garantit un bon étalement de celui-ci dans le récupérateur, formant ainsi une vaste couche de corium peu épaisse (de l'ordre de  $\square$  cm).

Le corium interagit avec le béton qui recouvre les parois de la chambre d'étalement, se chargeant un peu plus en béton.

L'arrivée du corium dans le récupérateur déclenche l'ouverture de vannes qui provoque un acheminement gravitaire d'eau provenant de l'IRWST, dans la chambre d'étalement. Au bout de  $\square$  minutes environ, l'eau commence à recouvrir la surface du corium. Par rayonnement et par refroidissement par l'eau, une croûte fragmentée se forme à la surface du corium. Par ailleurs, un lit de débris peut se former par trempe et par éjection liée à l'interaction corium béton.

#### 4.2. ANALYSE DU RISQUE DE RETOUR EN CRITICITÉ

Lorsque le corium est dans une configuration « lit de débris » en présence d'eau, que ce soit dans le puits de cuve ou dans la chambre d'étalement, le risque de retour à la criticité ne peut être exclu *a priori* et doit être étudié.

Les phénoménologies menant à la formation du lit de débris dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement sont cependant différentes, menant à des granulométries de débris potentiellement différentes. Dans le puits de cuve, le lit de débris est formé par fragmentation du jet de corium lors de sa chute dans l'eau préalablement présente dans le puits, considérée à titre conservatif pour les besoins de cette analyse. L'interaction corium-béton ayant lieu dans le puits de cuve peut par ailleurs favoriser la formation de débris par phénomène de trempe et d'éjection du corium dans l'eau le recouvrant. Dans la chambre d'étalement préalablement à sec par conception, seule la formation de débris par trempe et éjection liée à l'interaction corium-béton peut avoir lieu.

Les essais FARO simulant la fragmentation d'un jet de corium par chute dans l'eau établissent une granulométrie inférieure à 10 mm. Le lit de débris généré par trempe et éjection de corium lié à l'interaction corium-béton dans l'essai MACE-M3B présente une granulométrie de 1 à 10 mm. Comme dans les configurations 2 et 3 de la phase en cuve étudiée précédemment, on peut donc postuler une taille de débris de  $\square$  cm, qui est la plus pénalisante vis-à-vis de la criticité.

La porosité du lit de débris dépend aussi du mode de formation de ce lit. Afin de couvrir le spectre de porosités possibles, on retiendra la porosité ( $\square$ ) retenue dans les configurations 2 et 3 en cuve, et qui suite à une étude paramétrique préliminaire est celle qui maximise la réactivité du corium.

$\square$

L'absence de risque de retour en criticité durant la phase 2 en cuve a été démontrée en prenant en compte l'intégralité de l'inventaire en corium (voir [Réf \[1\]](#)). La masse de corium hors cuve est alors nécessairement couverte par cette étude. Par ailleurs, l'intégration dans le corium d'une masse non négligeable de matériaux métalliques et de produits de décomposition du béton, suite à la rupture de la cuve et à l'interaction corium-béton dans le puits de cuve et par la suite dans la chambre d'étalement, réduit fortement la réactivité du corium.

$\square$

En conclusion, le risque de retour à la criticité peut être écarté dans les configurations hors cuve de l'EPR pour les deux gestions étudiées, en présence ou non d'eau,  $\square$ . La prise en compte de la dilution de l'eau borée concentrée par le volume d'eau primaire ne remet pas en question ces conclusions.

## 5. CONCLUSION

En situation accidentelle de fusion du cœur, en l'absence de renoyage de celui-ci, le risque de retour à la criticité du cœur peut être écarté, du fait du coefficient de vide très fortement négatif de la gestion combustible [1], et des marges à la criticité très importantes obtenues à l'issue des calculs [2].

En situation de renoyage du corium, dans toutes les configurations qui peuvent être observées durant le déroulement de l'accident, qu'elles soient en cuve ou hors cuve, le risque de retour à la criticité peut être durablement écarté pour les deux gestions UO2 et MOX étudiées, [3].





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.6

PAGE 7/7

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## LISTE DES REFERENCES

[1] Note FRAMATOME : PEPS-F DC 31 E : FA3 – Accident Grave – Criticité en cuve, 2011

## SOMMAIRE

<b>.19.2.2.7 INSTRUMENTATION ACCIDENT GRAVE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2. ACTIONS DÉDIÉES À LA GESTION DES ACCIDENTS GRAVES ET INSTRUMENTATION ASSOCIÉE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2.1. ACTIONS DÉDIÉES . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2.2. INSTRUMENTATION ASSOCIÉE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2.2.1. DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2.2.2. INJECTION D'EAU SUR LE CORIUM ÉTALÉ . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2.2.3. MISE EN OEUVRE DU SYSTÈME D'ÉVACUATION DE LA CHALEUR HORS DE L'ENCEINTE (EVU) . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2.4. CONTRÔLE DE L'HYDROGÈNE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2.5. LIMITATION DES REJETS . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.3. BILAN DES BESOINS ET LISTE DES MESURES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.3.1. INFORMATIONS UTILISÉES DANS LE CADRE DE LA CONDUITE DE L'ACCIDENT GRAVE : A<sub>CONDUITE</sub> . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.3.2. INFORMATIONS UTILISÉES POUR JUSTIFIER L'ATTEINTE ET LE MAINTIEN DE L'ÉTAT MAITRISÉ : A<sub>PP</sub> . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.3.3. AUTRES INFORMATIONS . . . . .</b>	<b>4</b>

## .19.2.2.7 INSTRUMENTATION ACCIDENT GRAVE

### 1. INTRODUCTION

Pour une gestion efficace de l'accident grave, l'exploitant (les équipes de conduite, les équipes de crise locale et nationale) doit avoir une bonne connaissance de l'état de l'installation et des phénomènes mis en jeu. Cette gestion nécessite de disposer d'informations adaptées et de connaître les capacités de l'instrumentation utilisée. La connaissance de quelques paramètres clés est nécessaire et suffisante pour disposer d'une image de l'accident et de sa progression et pour réaliser les actions appropriées à la gestion de l'accident, limitant ainsi le besoin en instrumentation.

### 2. ACTIONS DÉDIÉES À LA GESTION DES ACCIDENTS GRAVES ET INSTRUMENTATION ASSOCIÉE

#### 2.1. ACTIONS DÉDIÉES

Dès le début de l'accident grave, le niveau de dégradation du cœur est complexe à estimer. L'évaluation précise de l'état du réacteur à partir des informations qui restent disponibles constitue une tâche difficile et la mise en œuvre de stratégies optimisées peut être inadaptée. Au-delà d'un certain niveau de dégradation, la stratégie dédiée consiste donc à s'assurer des actions de conduite qu'il est impératif de mettre en œuvre et à laisser se dérouler le processus de transfert du corium vers la zone d'étalement.

Ces actions,   sont relatives :

- à la dépressurisation du circuit primaire (avant la fusion du cœur),
- à l'injection d'eau sur le corium après transfert dans la zone d'étalement,
- à la mise en œuvre du système d'évacuation de la chaleur hors de l'enceinte (EVU),
- au contrôle de l'hydrogène,
- à la limitation des rejets.

Les principes de conduite en accident grave sont détaillés dans le sous-chapitre 13.4.

#### 2.2. INSTRUMENTATION ASSOCIÉE

##### 2.2.1. DÉPRESSURISATION DU CIRCUIT PRIMAIRE

La température de sortie du cœur et la mesure de débit de dose enceinte sont utilisées pour détecter l'entrée en accident grave. L'action de dépressurisation est alors une des actions  . Cette action peut être vérifiée par l'opérateur grâce à la position des vannes de la ligne de décharge dédiée aux accidents graves (voir section 5.4.8).

##### 2.2.2. INJECTION D'EAU SUR LE CORIUM ÉTALÉ

La rétention du corium est un concept passif (voir section 6.2.6).

La réussite du transfert du corium jusqu'à la chambre d'étalement peut être vérifiée par la détection de la rupture de cuve puis par l'augmentation de la température mesurée à la sortie de la « cheminée » de la chambre d'étalement.


Un échec du refroidissement du corium et la perte d'intégrité du récupérateur de corium seraient détectés par la mesure de température à l'entrée du canal principal de refroidissement du récupérateur.

En complément, la réussite de la rétention du corium dans le récupérateur (incluant son refroidissement) peut être vérifiée par le suivi de la puissance extraite par l'EVU.

### **2.2.3. MISE EN OEUVRE DU SYSTÈME D'ÉVACUATION DE LA CHALEUR HORS DE L'ENCEINTE (EVU)**

Lorsque le corium a été transféré vers la zone d'étalement, l'injection d'eau par l'EVU (voir section 6.2.7) est le moyen qualifié aux conditions d'accident grave permettant d'évacuer la chaleur résiduelle sans dégradation du confinement.

L'EVU en mode aspersion permet d'abaisser la pression à l'intérieur de l'enceinte grâce à la condensation de la vapeur et de réduire l'activité ambiante de l'enceinte en produits de fission ; la mesure de pression dans l'enceinte est utilisée pour décider de sa mise en service et surveiller son efficacité.

Par ailleurs, des mesures permettent d'établir un diagnostic et de vérifier le bon fonctionnement de l'EVU. Il s'agit principalement des mesures de débits et de températures d'entrée et de sortie de l'échangeur de l'EVU et du niveau d'eau dans les puisards  situés dans les bâtiments des auxiliaires de sauvegarde.

### **2.2.4. CONTRÔLE DE L'HYDROGÈNE**

Les recombineurs catalytiques passifs (voir section 6.2.4) sont efficaces dans toutes les conditions d'ambiance en présence d'hydrogène et d'oxygène. Aucune action de l'opérateur n'est nécessaire pour démarrer le dispositif et donc pour éliminer l'hydrogène (voir section 6.2.4) et aucune instrumentation n'est également nécessaire. Si la surveillance de la concentration en hydrogène à titre d'information peut être intéressante, celle-ci n'est pas requise pour la gestion des accidents graves. Il est cependant possible, au travers de la mesure de température à la surface des recombineurs, d'y confirmer l'établissement d'une réaction de recombinaison.

Avant même une évolution vers un accident grave, l'homogénéisation de l'atmosphère de l'enceinte est réalisée par l'ouverture de dispositifs passifs (disques de rupture) et automatiques (volets séparateurs) (voir section 6.2.4).

### **2.2.5. LIMITATION DES REJETS**

Outre l'isolement de l'enceinte, le système de ventilation de l'espace entre enceintes (voir section 6.2.2) et la filtration des rejets à la cheminée jouent un rôle essentiel pour la limitation des rejets radioactifs dans l'environnement. La mesure de pression de l'espace entre enceintes peut être utilisée pour s'assurer du maintien de la dépression et ainsi du confinement dynamique. Le fonctionnement de l'EDE, quant à lui, peut être surveillé au moyen des mesures dédiées à ce système.

Les rejets peuvent être suivis à l'aide des indications sur les débits de dose dans l'enceinte, sur les débits de ventilation (EDE, DWL, EBA petit débit) ainsi que sur l'activité à la cheminée du BAN.

L'injection de soude dans l'IRWST permet de limiter les rejets radioactifs, et si cette action n'a pas déjà été réalisée en conduite incidentelle accidentelle, elle doit être effectuée en accident grave. La mesure de niveau dans la bêche à soude permet de réaliser la refermeture de la ligne d'injection en évitant ainsi tout risque d'injection d'air dans le circuit.

## **2.3. BILAN DES BESOINS ET LISTE DES MESURES**

L'instrumentation peut se décomposer en deux catégories principales.

Une distinction est établie entre les informations utilisées dans le cadre de la conduite de l'accident grave et celles utilisées pour détecter l'atteinte et le maintien de l'état maîtrisé (voir Sous-chapitre 13.4).

**2.3.1. Informations utilisées dans le cadre de la conduite de l'accident grave : A<sub>conduite</sub>**

Il s'agit de la liste des informations nécessaires à la réalisation des actions de conduite du chemin de mitigation de l'accident grave.

La catégorie A<sub>CONDUITE</sub> comprend :

- la température de sortie du cœur (détection de l'entrée en accident grave),
- le débit de dose dans l'enceinte (détection de l'entrée en accident grave),
- la pression dans l'enceinte,
- la pression dans l'espace entre enceintes,
- le niveau dans la bêche à soude (NaOH),
- le niveau du ballon d'appoint aux garnitures mécaniques de la pompe principale EVU,
- le niveau du ballon de pressurisation du circuit EVU intermédiaire,
- le débit de dose ,
- le niveau d'eau dans les puisards ,
- la mesure d'encrassement des filtres iode DWL, EBA et EDE,
- le niveau d'eau dans la piscine BK,
- la température de l'eau dans la piscine BK.

Pour les instrumentations (capteurs, transducteurs...) de cette catégorie, une qualification aux conditions d'ambiance en accident grave est requise dans la limite de leur durée de mission. De plus, conformément aux exigences définies dans le sous-chapitre 3.2, ces informations font l'objet d'une exigence de classement fonctionnel a minima F2 si elles ne font pas l'objet d'exigences par ailleurs.

**2.3.2. Informations utilisées pour justifier l'atteinte et le maintien de l'état maîtrisé : A<sub>pp</sub>**

Il s'agit de la liste des informations qui permettent de vérifier l'atteinte et le maintien de l'état maîtrisé défini pour les conditions de fonctionnement en accident grave (voir section 3.2.1).

La catégorie A<sub>pp</sub> comprend :

- la position des vannes passives de noyage du corium,
- la température à l'entrée du canal principal de refroidissement du récupérateur de corium,
- la pression dans l'enceinte,
- le niveau d'eau dans la piscine BK,
- la température de l'eau dans la piscine BK.

L'instrumentation délivrant des informations de catégorie A<sub>pp</sub> est redevable, à ce titre, du statut d'autre EIPS (EIP liés aux incidents et accidents radiologiques) et d'exigences en application de l'arrêté INB. Elle est qualifiée aux conditions d'accident grave et ce pendant la durée de sa mission.

Une information de catégorie A peut être à la fois de type « conduite en accident grave » (CONDUITE) et de type « protection des populations » (PP). Dans ce cas elle relève des exigences associées à la catégorie A<sub>CONDUITE</sub> – classement fonctionnel F2 et qualification aux conditions d'ambiance en accident grave.

**2.3.3. Autres informations**

Les informations de catégorie A<sub>CONDUITE</sub> sont utilisées pour mettre en oeuvre les actions requises sur le chemin de mitigation tandis que les informations de catégorie A<sub>pp</sub> permettent de justifier l'atteinte et le maintien de l'état maîtrisé.



## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.2.7

PAGE 5/5

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

En complément des informations citées dans les paragraphes précédents, et au titre de la robustesse, la conduite opérationnelle de la tranche peut utiliser des informations complémentaires. N'étant pas requises ni sur le chemin de mitigation ni pour déterminer l'atteinte et le maintien de l'état maîtrisé, ces dernières n'ont pas d'exigence de classement ou de qualification spécifique au titre des accidents graves. Elles peuvent toutefois être utilisées dans le cadre de la surveillance de la tranche ou de l'application de stratégies de conduite alternatives (voir sous-chapitre 13.4).

Il convient alors de vérifier que l'utilisation de ces instrumentations dans la documentation opérationnelle ne mène pas, dans le cas de leur défaillance, à la réalisation d'actions conduisant soit à la sortie du chemin de mitigation avec pour conséquences des rejets importants soit à la mise en oeuvre infondée de mesures de protection des populations.

## SOMMAIRE

<b>.19.2.3 ASPECTS RADIOLOGIQUES DES ACCIDENTS DE FUSION DU</b>	
<b>COEUR . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0. EXIGENCES DE SÛRETÉ . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0.1. OBJECTIFS DE SÛRETÉ . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0.2. EXIGENCES EN MATIÈRE DE CONSÉQUENCES</b>	
<b>RADIOLOGIQUES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>0.3. EXIGENCES RELATIVES À LA CONCEPTION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1. TERME SOURCE DE RÉFÉRENCE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1. HYPOTHÈSES PHYSIQUES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1.1. MÉTHODE DE CALCUL DES LOIS DE RABATTEMENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.1.2. INVENTAIRE DU CŒUR EN PRODUITS DE FISSION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.1.3. RELÂCHEMENT DES PRODUITS DE FISSION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.1.4. PHYSICO-CHIMIE DE L'IODE DANS L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>1.2. REJETS RADIOACTIFS HORS DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.2.1. TAUX DE FUITE DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.2.2. VENTILATIONS/FILTRATIONS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>1.2.3. FUITE SUR LE CIRCUIT EVU . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2. CALCULS DES CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.1. MÉTHODOLOGIE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.2. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.2.1. CALCUL DE DOSES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.2.2. CONTAMINATION DES SURFACES AGRICOLES . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.2.3. SENSIBILITÉ . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>2.3. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>14</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.2.3.1 CRITÈRES DE DOSE POUR LES CONTRE-MESURES, CONFORMÉMENT À LA PUBLICATION CIPR 63.....</b>	<b>15</b>
<b>TAB-19.2.3.2 LIMITE CEE DE COMMERCIALISATION POUR LES DENRÉES ALIMENTAIRES .....</b>	<b>16</b>
<b>TAB-19.2.3.3 ACTIVITÉ DES PRODUITS DE FISSION POUR LE CŒUR COMPLET DE L'EPR EXPLOITÉ EN PREMIÈRE GESTION UOX – ACTIVITÉ EN BQ À LA FIN DU CYCLE DE PROLONGATION, 516 JEPP, T=0 S .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.2.3.4 FRACTION D'INVENTAIRE CŒUR (FIC) DES RADIONUCLÉIDES RELÂCHÉS DU COMBUSTIBLE DANS LA PHASE GAZEUSE DE L'ENCEINTE .....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.2.3.5 VITESSES DE RELACHEMENT EN S<sup>-1</sup> .....</b>	<b>19</b>
<b>TAB-19.2.3.6 ACCIDENT GRAVE – TS1 - REJETS RADIOACTIFS CUMULES DANS L'ATMOSPHERE, GBQ.....</b>	<b>21</b>
<b>TAB-19.2.3.7 ACCIDENT GRAVE – TS2 - REJETS RADIOACTIFS CUMULES DANS L'ATMOSPHERE, GBQ.....</b>	<b>23</b>
<b>TAB-19.2.3.8 DOSES REPRESENTATIVES DES RRC-B CALCULÉES POUR LES SCENARIOS TS1 ET TS2 .....</b>	<b>26</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.2.3.1 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'ENCEINTE SUR 30 JOURS – TS1 .....</b>	<b>27</b>
<b>FIG-19.2.3.2 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'ENCEINTE SUR 30 JOURS – TS2 .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.2.3.3 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'EEE SUR 30 JOURS – TS1 .....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.2.3.4 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'EEE SUR 30 JOURS – TS2 .....</b>	<b>30</b>
<b>FIG-19.2.3.5 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS LES BP SUR 30 JOURS – TS1 .....</b>	<b>31</b>
<b>FIG-19.2.3.6 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS LES BP SUR 30 JOURS – TS2 .....</b>	<b>32</b>



## **.19.2.3 ASPECTS RADIOLOGIQUES DES ACCIDENTS DE FUSION DU COEUR**

### **0. EXIGENCES DE SÛRETÉ**

#### **0.1. OBJECTIFS DE SÛRETÉ**

L'approche de sûreté appliquée aux réacteurs EPR est une approche déterministe basée sur un concept de défense en profondeur. Dans ce cadre, un certain nombre de dispositions (dépressurisation du circuit primaire, mise en place de recombineurs, récupérateur de corium, EVU) sont prévues à la conception pour préserver l'intégrité de l'enceinte de confinement et réduire les conséquences des accidents avec fusion du cœur.

L'objectif des calculs de conséquences radiologiques des accidents avec fusion du cœur pris en compte à la conception est de démontrer que les dispositions précédentes permettent de respecter les objectifs de sûreté donnés par les Directives Techniques présentés dans la section 1.7.0 et déclinés comme suit en objectifs radiologiques.

#### **0.2. EXIGENCES EN MATIÈRE DE CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES**

Comme spécifié dans les Directives Techniques, les objectifs radiologiques associés aux accidents de type RRC-B s'expriment par le fait que, dans ces situations (situations de fusion basse pression dans lesquelles l'ensemble des dispositions de mitigation AG sont opérationnelles), seules des mesures de protection très limitées dans l'espace et dans le temps doivent être nécessaires ; ces mesures de protection sont explicitées ainsi dans les Directives Techniques :

- mise à l'abri limitée des populations,
- pas de nécessité d'évacuation d'urgence au-delà du voisinage immédiat de l'installation,
- pas de relogement permanent,
- pas de restrictions à long terme sur la consommation de produits alimentaires.

Par ailleurs, bien que les Directives Techniques (cf. [Réf \[1\]](#)) ne mentionnent pas explicitement l'administration d'iode stable parmi les mesures de protection de la population, il a été jugé pertinent de se positionner également par rapport à celle-ci y compris pour les conditions de fonctionnement de type RRC-B.

A l'origine, la CIPR 63 proposait (cf. [Réf \[2\]](#)), pour chaque mesure de protection envisagée (mise à l'abri, évacuation, administration d'iode, relogement) des fourchettes de doses à l'intérieur desquelles l'efficacité de l'intervention pouvait être optimisée. Ces valeurs sont rappelées dans le tableau [TAB-19.2.3.1](#). En France, les pouvoirs publics ont défini, au sein de ces fourchettes de doses, des niveaux de doses pour la mise en œuvre des mesures de protection de la population en situation d'urgence radiologique. Ils sont définis dans l'arrêté du 20 novembre 2009 :

- 10 mSv en dose efficace pour la mise à l'abri,
- 50 mSv en dose efficace pour l'évacuation,
- 50 mSv en dose équivalente à la thyroïde pour l'administration d'iode stable.<sup>1</sup>

Ces niveaux sont retenus pour analyser les résultats des études de conséquences radiologiques. En ce qui concerne les mesures de protection de la population non immédiates tel que le relogement permanent, la CIPR 63 propose une fourchette de dose de 5 à 15 mSv par mois pour une exposition prolongée (débit de dose dû à l'irradiation par le sol), une valeur optimale, proposée par la CIPR se situant à 10 mSv/mois. La CIPR préconise par ailleurs un relogement permanent des populations au-delà de 1 Sv (dose efficace évitée).

1. A noter que lors de la conception initiale d'EPR, le niveau de dose retenu en France pour l'administration d'iode stable était de 100 mSv (arrêté du 13 novembre 2003 abrogé en 2009).

Les restrictions éventuelles de consommation des denrées produites dans le voisinage de l'installation relèvent quant à elles de la réglementation européenne qui prévoit des limites de commercialisation de ces denrées en cas d'accident nucléaire ou autre urgence radiologique (cf. [Réf \[3\]](#)).

Compte tenu de ces différents éléments, les niveaux de doses associés aux différentes mesures de protection des populations mentionnées dans les Directives Techniques sont les suivants :

- mesures de court terme :
  - mise à l'abri : 10 mSv (dose efficace),
  - évacuation : 50 mSv (dose efficace),
  - administration d'iode stable : 50 mSv.
- mesures de moyen et long terme :
  - relogement : 10 mSv/mois pour une exposition prolongée ou dose efficace sur 50 ans > 1 Sv.

La notion de voisinage immédiat de l'installation n'est pas précisée dans les Directives Techniques. L'association des autorités d'Europe de l'ouest (WENRA) en a proposé une interprétation pour les réacteurs de 3<sup>ème</sup> génération (cf. [Réf \[4\]](#)) : le voisinage immédiat est ainsi caractérisé par une distance de 3 à 5 km.

L'évaluation des doses correspondantes, exprimées en termes de dose efficace et de dose équivalente à la thyroïde, est conduite de façon réaliste en considérant les 4 voies d'exposition suivantes :

- exposition au panache radioactif,
- inhalation du panache,
- exposition aux dépôts,
- ingestion de denrées contaminées.

La méthodologie utilisée est similaire à celle présentée dans le sous-chapitre 15.3 pour les calculs de conséquences radiologiques des accidents PCC.

Les résultats de calculs de doses sont systématiquement présentés à 7 jours à une distance de 500 m, pour l'adulte et pour l'enfant de 1 an, à 1 an et à 50 ans à une distance de 2 km du point de rejet. La dose équivalente à la thyroïde est également évaluée pour ces deux groupes de population.

Dans l'évaluation des doses spécifiques à un site, deux paramètres caractéristiques du « site » sont considérés :

- les conditions météorologiques,
- la distance des premières habitations.

Les résultats des doses présentés, en complément des résultats conventionnels tiennent compte des conditions météorologiques du site et de la distance des habitations les plus proches.

La contamination éventuelle des denrées alimentaires, représentative de la contamination de l'environnement, est évaluée sur une sélection d'aliments : légumes feuilles, céréales, lait de vache et viande bovine. Cette contamination est évaluée, selon la méthodologie décrite (cf. [Réf \[5\]](#)), à court terme (7 jours après l'accident), et à moyen terme (1 an après l'accident) afin d'évaluer la contamination résiduelle après que l'ensemble des denrées végétales cultivées a été récolté au moins une première fois.

La contamination des denrées est comparée avec les limites de commercialisation des denrées alimentaires en vigueur dans l'Union Européenne (cf. [Réf \[3\]](#)) rappelées dans le tableau [TAB-19.2.3.2](#).

La distance (et la surface correspondante) en deçà de laquelle la contamination des denrées alimentaires à destination de l'alimentation humaine dépasse potentiellement les niveaux maximaux admissibles (NMA) définis par la réglementation européenne est évaluée.

Nota : L'évaluation des distances et surfaces contaminées, un an environ après l'accident, permet également d'estimer une valeur enveloppe des distances et surfaces restant contaminées à plus long terme (50 ans) par des éléments à faible décroissance radioactive. En effet, la contamination des denrées végétales à plus long terme étant, en très grande majorité, issue d'un transfert des radionucléides par voie racinaire, les surfaces impactées par les limitations de commercialisation à long terme peuvent être considérées comme sensiblement identiques aux valeurs calculées à moyen terme et, en tout état de cause, très inférieures aux résultats obtenus à court terme.

### **0.3. EXIGENCES RELATIVES À LA CONCEPTION**

L'étude des conséquences radiologiques des accidents avec fusion du cœur RRC-B pris en compte à la conception doit démontrer que les critères mentionnés au [§ 0.2](#), propres à ces situations sont respectés ; à ce titre, elle participe à la vérification du dimensionnement des systèmes dédiés.

## **1. TERME SOURCE DE RÉFÉRENCE**

Les conséquences radiologiques des accidents avec fusion du cœur RRC-B sont évaluées à partir d'un terme source de référence. Ce terme source de référence est un terme source de découplage enveloppe des rejets dans l'environnement pour ces situations.

Ce terme source est évalué avec des hypothèses simplifiées concernant la séquence accidentelle et le comportement de la centrale dans un tel cas. Ces hypothèses sont résumées dans les paragraphes suivants ; elles tiennent compte des options de conception de l'EPR.

La prise en compte des accidents graves à la conception constitue une des principales différences entre le réacteur EPR et les réacteurs actuellement en exploitation en France. Toutefois, en ce qui concerne le déroulement d'un hypothétique accident de fusion du cœur à basse pression notamment, la plupart des phénomènes physiques liés au comportement des produits de fission dans l'enceinte de confinement restent relativement proches ; à ce titre, les méthodes et hypothèses adoptées pour l'évaluation des conséquences radiologiques des accidents graves sur l'EPR sont conformes à celles du Parc.

### **1.1. HYPOTHÈSES PHYSIQUES**

#### **1.1.1. MÉTHODE DE CALCUL DES LOIS DE RABATTEMENT**

La quantité de radionucléides rejetés est évaluée à partir des débits de fuite et des lois de rabattement des aérosols. Les lois de rabattement calculées permettent d'avoir une évaluation enveloppe des rejets dans l'environnement pour ces situations. Elles sont évaluées à partir d'hypothèses de découplage, d'hypothèses fonctionnelles et d'hypothèses physiques conformes au Parc et aux spécificités d'EPR.

Le calcul des lois de rabattement a été effectué à l'aide du code de calcul [\[1\]](#) à partir d'hypothèses de découplage, d'hypothèses fonctionnelles (cf. [Réf \[6\]](#)) et d'hypothèses physiques (cf. [Réf \[7\]](#)). L'instant initial du calcul est le début de fusion du cœur. Les hypothèses principales sont rappelées brièvement dans les paragraphes qui suivent.

Les calculs de terme source sont effectués avec le code [\[1\]](#) dans lequel seuls les modèles d'aéraulique de l'enceinte et de comportement des produits de fission (PF) ont été activés afin de se découpler des aspects scénarios. En outre le rabattement accru des aérosols par l'aspersion EVU n'est pas valorisée. Cette utilisation du code [\[1\]](#) permet d'assurer un calcul indépendant du scénario et du caractère enveloppe du terme source.

Les hypothèses principales sont présentées par la suite. Ces hypothèses fondées sur des valeurs de découplage tant sur les taux de relâchement, que la cinétique de relâchement et que les débits de fuite, ne nécessitent pas la définition d'un scénario accident grave particulier.

### 1.1.2. INVENTAIRE DU CŒUR EN PRODUITS DE FISSION

Il s'agit d'un cœur en première gestion combustible UO<sub>2</sub> (enrichi à 4,2%), en supposant une fusion totale du cœur pour un refroidissement nul (cf. [Réf \[8\]](#)). L'inventaire cœur est présenté en [TAB-19.2.3.3](#).

### 1.1.3. RELÂCHEMENT DES PRODUITS DE FISSION

Les fractions d'inventaire cœur (FIC) transférées du combustible en fusion vers la phase gazeuse de l'enceinte sont issues de la note d'étude en [Réf \[7\]](#).

On distingue deux scénarios de relâchement :

- TS1 : correspondant aux scénarios de cinétique rapide avec une rétention primaire de PF volatils faible et une dégradation rapide du cœur,
- TS2 : correspondant aux scénarios de cinétique lente avec une rétention primaire importante et une dégradation lente du cœur.

La liste des fractions rejetées dans l'enceinte est donnée en [TAB-19.2.3.4](#).

La cinétique de relâchement des radionucléides dans l'enceinte est la suivante :

- Les relâchements de gaz rares et d'iode gazeux sont considérés dès l'instant initial de l'accident.
- Les relâchements des aérosols et de l'iode particulaire sont considérés durant trois phases distinctes : la phase de relâchement en cuve, la phase de relâchement par ICB (Interaction Corium-Béton) et la phase de rejet tardif en cuve.

Les vitesses de relâchements prises en compte au cours de ces différentes phases pour les cinétiques TS1 et TS2 sont données en [TAB-19.2.3.5](#).

Ces hypothèses permettent de déterminer les lois de rabattement pour les aérosols et l'iode particulaire respectivement dans l'enceinte, l'espace entre enceinte et les bâtiments périphériques. Les figures [FIG-19.2.3.1](#) à [FIG-19.2.3.6](#) présentent les lois de rabattement pour les deux termes source.

En plus des relâchements pendant la phase en cuve de l'accident, se produisent des relâchements pendant la phase hors cuve de l'accident, provoqués principalement par l'interaction corium-béton.

### 1.1.4. PHYSICO-CHIMIE DE L'IODE DANS L'ENCEINTE

Le comportement de l'iode dans l'enceinte présenté dans la note [Réf \[9\]](#) est le suivant :

- pour TS1 : 95% de l'inventaire cœur est relâché à la brèche sous forme particulaire, et 5% de l'inventaire cœur est relâché sous forme gazeuse. L'iode gazeux issu de la brèche est considéré sous forme d'iode moléculaire et réagit sur les peintures, avec un taux de conversion de l'iode moléculaire en iode organique de 3% et un taux d'adsorption très rapide de 0,64 h<sup>-1</sup>.
- pour TS2 : 70% de l'inventaire cœur est relâché à la brèche sous forme particulaire, et 5% de l'inventaire cœur est relâché sous forme gazeuse. L'iode gazeux issu de la brèche est considéré

sous forme d'iode moléculaire et réagit sur les peintures, avec un taux de conversion de l'iode moléculaire en iode organique de 3% et un taux d'adsorption très rapide de 0,64 h<sup>-1</sup>.

## **1.2. REJETS RADIOACTIFS HORS DE L'ENCEINTE**

### **1.2.1. TAUX DE FUITE DE L'ENCEINTE**

L'enceinte de l'EPR est équipée d'un système de confinement du type « double enceinte avec paroi métallique », pour lequel le critère d'étanchéité conventionnel de dimensionnement est de 0,3% par jour de la masse des gaz contenue dans le volume de l'enceinte à la pression et à la température absolues de dimensionnement (5,5 bars et 170°C) (cf. [Réf \[6\]](#)).

En fait, il convient, lorsqu'on s'intéresse aux conséquences radiologiques, de distinguer :

- les fuites via l'enceinte elle-même à travers la paroi métallique et le béton: Ces fuites transitant via l'espace entre enceinte (EEE) sont reprises par l'EDE, ce sont des fuites collectées via EEE.
- les fuites via les traversées de l'enceinte.  
Ces fuites transitent par les bâtiments périphériques (BP) et sont alors soumises à des effets de ligne retard (filtration, reprise, rétention, dilution, déposition). Ces fuites sont dites collectées via les BP.  
Les traversées APG débouchant dans les casemates vapeur présentent un risque, dans certaines situations accidentelles, de pouvoir conduire à des rejets non filtrés. Afin de couvrir ce risque, une fuite sur ces traversées APG (notée "fuite APG") conduisant à des rejets non filtrés est prise en compte.

La répartition des fuites retenue est la suivante :

Type de fuites		% par jour de la masse de gaz de l'enceinte interne au pic de pression et de température
Fuites collectées / filtrées	Vers l'EEE	40% x 0,3% = 0,12%
	Vers les BP	57% x 0,3% = 0,171%
Fuites des traversées APG débouchant dans les casemates vapeur et susceptibles de conduire à des rejets non filtrés		3% x 0,3% = 0,009%
Fuite globale de l'enceinte		0,3 %

Le débit de fuite total de 0,3% retenu pour le calcul du terme source en critère de découplage correspond à une pression constante de 5,5 bars à 170°C.

### **1.2.2. VENTILATIONS/FILTRATIONS**

Les débits de ventilation appliqués sont les suivants (cf. [Réf \[6\]](#)) :

	Débits de ventilation
Bâtiments Périphériques	8400 m <sup>3</sup> /h
EEE	300 m <sup>3</sup> /h

Les coefficients d'épuration pour le système de filtration des BP et de l'EEE sur EPR sont les suivants, les ventilations étant en service (cf. [Réf \[6\]](#)) :

	Filtres absolus THE (aérosols et iode particulaire)	Pièges à iode	
		iode moléculaire	iode organique
Filtres des BP	1000	1000	100
Filtres de l'EEE	1000	1000	100

Les rejets radioactifs vers l'environnement des radionucléides composant le terme source ont été calculés en intégrant les différents phénomènes de transfert (relâchement des PF, rabattement, taux de fuite, filtration) et la décroissance radioactive (cf. [Réf \[9\]](#)).

Pour les trois familles de radionucléides (Gaz rares, Iodes et Aérosols) les résultats, correspondant à un rejet établi sur 30 jours, sont les suivants :

Fusion totale du cœur (RRC-B) – RDS – EPR	Rejets totaux d'activité (GBq)		
	Iodes	Gaz rares	Aérosols
<b>Scénario rapide - TS1</b>	6,2E+04	1,7E+08	8,6E+04
<b>Scénario lent - TS2</b>	6,6E+04	1,7E+08	9,4E+04

Une liste complète des rejets pour tous les radionucléides pertinents dans l'environnement, est donnée aux tableaux [TAB-19.2.3.6](#) pour le TS1 et [TAB-19.2.3.7](#) pour le TS2.

### 1.2.3. FUITE SUR LE CIRCUIT EVU

L'évaluation des conséquences radiologiques est réalisée en prenant l'hypothèse d'une fuite de 2 L/h (1 L/h par train) sur le circuit EVU débouchant dans les BP.

## **2. CALCULS DES CONSÉQUENCES RADIOLOGIQUES**

### **2.1. MÉTHODOLOGIE**

Les conséquences radiologiques sont déterminées selon la méthodologie de référence (cf. [Réf \[10\]](#)).

Les doses à évaluer correspondent aux voies d'exposition suivantes :

- exposition au panache radioactif,
- inhalation du panache,
- exposition aux dépôts,
- ingestion de denrées contaminées.

La dose efficace par irradiation et inhalation dans le panache et la dose équivalente à la thyroïde de l'adulte et l'enfant par inhalation sont évaluées à partir de la dispersion de l'activité rejetée dans l'atmosphère et des facteurs de conversion en dose.

La dose efficace totale est la somme de la dose efficace due à l'exposition externe (panache et dépôt) et interne (ingestion et inhalation).

Le modèle de dispersion atmosphérique est similaire à celui présenté au sous-chapitre 15.3. Le modèle de panache gaussien avec les écarts type de Doury est utilisé. Les calculs sont effectués en considérant la condition météorologique «DF2 sec» constante pendant toute la durée du rejet. Compte tenu de la durée du rejet, le facteur de battement de 5 est considéré.

Les références des facteurs de conversion de dose sont :

- $FD_{\text{panache}}$  : Federal Guidance (cf. [Réf \[11\]](#)),
- $FD_{\text{inhalation}}$  : CIPR 71 et directive européenne 96/29/EURATOM (cf. [Réf \[12\]](#) et [Réf \[13\]](#)),
- $FD_{\text{inhalation thyroïde}}$  : CIPR 71 (cf. [Réf \[12\]](#)),
- $FD_{\text{dépôt}}$  : Federal Guidance (cf. [Réf \[11\]](#)),
- $FD_{\text{ingestion}}$  : CIPR 72 et directive européenne 96/29/EURATOM (cf. [Réf \[13\]](#) et [Réf \[14\]](#)).

Les résultats des évaluations de doses présentent :

- la dose efficace totale (inhalation, exposition externe au panache, exposition au dépôt) court terme (7 j au maximum) reçue par un individu situé sous le vent en provenance de la tranche accidentée, à 500 m et 650 m du point de rejet (village le plus proche),
- la dose équivalente à la thyroïde reçue par un individu situé sous le vent en provenance de la tranche accidentée, à 500 m et 650 m du point de rejet (village le plus proche),
- la dose efficace totale reçue à 1 an pour les 4 voies d'exposition (inhalation, exposition externe au panache, exposition au dépôt et ingestion), par un individu dont l'habitation est située sous le vent à une distance de 650 m (village le plus proche) et 2000 m du site,
- la dose efficace reçue sur 50 ans pour les quatre voies d'exposition (inhalation, exposition externe au panache, exposition au dépôt et ingestion), reçue par un individu dont l'habitation est située sous le vent à une distance de 650 m (village le plus proche) et 2000 m du site.

## **2.2. RÉSULTATS**

Les conséquences radiologiques de cet accident hypothétique sont présentés par la suite (cf. [Réf \[9\]](#)).

### **2.2.1. CALCUL DE DOSES**

Les résultats de calcul de doses sont résumés dans les tableaux qui suivent :

Doses court terme à 500 mètres (en mSv)

500 m / 7 jours	Adulte		Enfant 1 an	
	TS1	TS2	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	5,9E+00 mSv	7,2E+00 mSv	7,1E+00 mSv	8,5E+00 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	2,0E+01 mSv	1,9E+01 mSv	2,0E+01 mSv	1,9E+01 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	2,7E+00 mSv	3,5E+00 mSv	1,4E+00 mSv	1,8E+00 mSv
Dose efficace totale : inhalation + panache + dépôt	2,9E+01 mSv	2,9E+01 mSv	2,8E+01 mSv	2,9E+01 mSv
Dose équivalente à la thyroïde	5,9E+01 mSv	7,1E+01 mSv	1,0E+02 mSv	1,2E+02 mSv

Doses court terme à 650 mètres (en mSv)

650 m / 7 jours	Adulte		Enfant 1 an	
	TS1	TS2	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	3,7E+00 mSv	4,5E+00 mSv	4,4E+00 mSv	5,3E+00 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	1,3E+01 mSv	1,2E+01 mSv	1,3E+01 mSv	1,2E+01 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	1,7E+00 mSv	2,2E+00 mSv	8,9E-01 mSv	1,1E+00 mSv
Dose efficace totale : inhalation + panache + dépôt	1,8E+01 mSv	1,9E+01 mSv	1,8E+01 mSv	1,9E+01 mSv
Dose équivalente à la thyroïde	3,7E+01 mSv	4,4E+01 mSv	6,3E+01 mSv	7,6E+01 mSv



Doses 1<sup>ère</sup> année à 650 mètres (en mSv)

650 m / 1 an	Adulte		Enfant 1 an	
	TS1	TS2	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	4,2E+00 mSv	5,0E+00 mSv	5,3E+00 mSv	6,2E+00 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	1,9E+01 mSv	1,8E+01 mSv	1,9E+01 mSv	1,8E+01 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	8,3E+00 mSv	1,1E+01 mSv	5,1E+00 mSv	6,7E+00 mSv
Dose efficace par ingestion 1 <sup>ère</sup> année	4,0E+01 mSv	5,0E+01 mSv	6,3E+01 mSv	7,6E+01 mSv
Dose efficace totale 1 an : inhalation + panache + dépôt + ingestion	7,2E+01 mSv	8,5E+01 mSv	9,3E+01 mSv	1,1E+02 mSv

Doses 1<sup>ère</sup> année à 2 kilomètres (en mSv)

2 km / 1 an	Adulte		Enfant 1 an	
	TS1	TS2	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	5,3E-01 mSv	6,3E-01 mSv	6,7E-01 mSv	7,8E-01 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	3,0E+00 mSv	2,9E+00 mSv	3,0E+00 mSv	2,9E+00 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	1,0E+00 mSv	1,4E+00 mSv	6,4E-01 mSv	8,5E-01 mSv
Dose efficace par ingestion 1 <sup>ère</sup> année	5,1E+00 mSv	6,3E+00 mSv	8,0E+00 mSv	9,6E+00 mSv
Dose efficace totale 1 an : inhalation + panache + dépôt + ingestion	9,7E+00 mSv	1,1E+01 mSv	1,2E+01 mSv	1,4E+01 mSv

Doses long terme à 650 mètres (en mSv)

650 m / 50 ans	Adulte	
	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	4,2E+00 mSv	5,0E+00 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	1,9E+01 mSv	1,8E+01 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	5,1E+01 mSv	6,7E+01 mSv
Dose efficace par ingestion	4,4E+01 mSv	5,5E+01 mSv
Dose efficace totale 50 ans : inhalation + panache + dépôt + ingestion	1,2E+02 mSv	1,5E+02 mSv

Doses long terme à 2 kilomètres (en mSv)

2 km / 50 ans	Adulte	
	TS1	TS2
Dose efficace par inhalation	5,3E-01 mSv	6,3E-01 mSv
Dose efficace par irradiation dans le panache	3,0E+00 mSv	2,9E+00 mSv
Dose efficace par irradiation due à un dépôt au sol	6,4E+00 mSv	8,4E+00 mSv
Dose efficace par ingestion	5,6E+00 mSv	6,9E+00 mSv
Dose efficace totale 50 ans : inhalation + panache + dépôt + ingestion	1,5E+01 mSv	1,9E+01 mSv

Le tableau [TAB-19.2.3.8](#) résume les doses représentatives des RRC-B.

La contribution de la fuite (1 L/h par train) sur le circuit EVU représente moins de 1% de la dose. Si la fuite considérée devait être doublée (2 L/h par train) par exemple, cela ne remettrait pas en cause l'ordre de grandeur des doses calculées.

### **2.2.2. CONTAMINATION DES SURFACES AGRICOLES**

Les distances dans l'axe de panache, et surfaces estimées en deçà desquelles la contamination des denrées alimentaires à destination de l'alimentation humaine dépasse les limites de commercialisation, correspondent respectivement :

- pour le court terme, à 11,4 km (soit environ 100 km<sup>2</sup>) pour le TS1 et à 12,4 km (soit environ 120 km<sup>2</sup>) pour le TS2,
- pour le moyen terme et le long terme, à 1,1 km (soit environ 1 km<sup>2</sup>) pour TS1 et à 1,3 km (soit environ 1,3 km<sup>2</sup>) pour TS2.

### **2.2.3. SENSIBILITÉ**

Une analyse de sensibilité a été réalisée afin de répondre à la demande des Directives Techniques (cf. [Réf \[1\]](#)). Cette étude considère l'existence d'une fuite de l'atmosphère du bâtiment réacteur vers un bâtiment périphérique sans que le système de ventilation/filtration du bâtiment ne soit opérationnel, seule est prise en compte l'étanchéité du bâtiment. Une proportion de 5% des fuites de l'enceinte vers les bâtiments périphériques non filtrés a été considérée. Cette étude de sensibilité a été réalisée pour le scénario lent (TS#2).

Par rapport au cas de référence (TS2), les doses efficaces augmentent d'environ 40% ; les doses équivalentes à la thyroïde augmentent d'environ 60%.

### **2.3. CONCLUSION**

Les résultats issus des calculs de doses et des calculs de contamination des surfaces agricoles sont en cohérences avec les exigences en matière de conséquences radiologiques présentés dans le [§ 0.2](#) :

- mise à l'abri limitée des populations,
- pas de nécessité d'évacuation d'urgence au-delà du voisinage immédiat de l'installation,
- pas de relogement permanent,
- pas de restrictions à long terme sur la consommation de produits alimentaires.

**LISTE DES RÉFÉRENCES**

**[1]** Directives Techniques pour la conception et la construction de la nouvelle génération de tranches nucléaires à eau pressurisée, adoptées pendant les réunions plénières du GPR et des experts allemands les 16 et 26 octobre 2000.

**[2]** Publication CIPR 63 : Principes pour l'intervention pour la protection du public en cas d'urgence radiologique

Un rapport par un groupe de travail de la Commission 4 de la CIPR, adopté par la CIPR en novembre 1992, Oxford, New York, Séoul, Tokyo, 1993

**[3]** Décret du Conseil daté du 22 décembre 1987, spécifiant les valeurs maximales pour la radioactivité dans les produits alimentaires et les fourrages pour animaux en cas d'accident nucléaire ou autre urgence radiologique, Journal officiel de la Communauté européenne N° L371/11, tel qu'amendé le 18 juillet 1989, Journal officiel des Communautés européennes N° L211/1.

**[4]** Report « Safety of new NPP designs » : Study by Reactor harmonization Working Group RHWG – March 2013

**[5]** ENTEAG080413A « Méthodologie d'évaluation des surfaces contaminées suite à un rejet atmosphérique accidentel » EDF

**[6]** ENTEAG080403A « Recueil d'hypothèses fonctionnelles pour l'évaluation des rejets dans l'environnement en accidents graves » EDF

**[7]** ENTEAG080276A « Revue des hypothèses physiques pour l'évaluation des rejets dans l'environnement en accident grave – tous paliers » EDF

**[8]** ENTERP090218 A : « EPR – première gestion combustible UOX : activités des produits de fission dans le cœur pour les évaluations de conséquences radiologiques en accident grave » EDF

**[9]** PIAT18001NT0006222801A « EPR FA3 – DMES Autorisation –Conséquences radiologiques en accident grave (AG) avec prise en compte d'une fuite APG » MILLENNIUM

**[10]** ENTEAG090125 A « Méthodologie d'évaluation pour l'EPR FA3 des conséquences radiologiques des rejets atmosphériques en accident grave » EDF

**[11]** Federal Guidance Report N°11 (Limiting values of radionuclide intake and air concentration and dose conversion factors for inhalation, submersion and ingestion. 1988) et Federal Guidance Report N°12 (External exposure to radionuclides in air, water and soil. 1993). ORNL.

**[12]** CIPR Publication 71 "Age-dependent doses to members of the public from intake of radionuclides : Part 4 Inhalation dose coefficients". 1995.

**[13]** Journal officiel des Communautés européennes L 159 "Directive 96/29/EURATOM de mai 1996".

**[14]** CIPR Publication 72 "Age-dependent doses to members of the public from intake of radionuclides : Part 5 Compilation of ingestion and inhalation dose coefficients". 1996.

**TAB-19.2.3.1 CRITÈRES DE DOSE POUR LES CONTRE-MESURES, CONFORMÉMENT À LA PUBLICATION CIPR 63**

Action	... peut être justifié [mSv]	... quasiment toujours justifié [mSv]	dose de :
Court terme			
mise à l'abri	5 ... 50	50	totalité du corps
comprimés d'iode	50 ... 500	500	thyroïde
évacuation	50 ... 500	500	totalité du corps
Long terme			
Contrôle des aliments		10 par an	totalité du corps
Relogement	5 ... 15 par mois	1000 en 50 ans	totalité du corps

**TAB-19.2.3.2 LIMITE CEE DE COMMERCIALISATION POUR  
LES DENRÉES ALIMENTAIRES**

<b>Groupe de radionucléides</b>	<b>Aliment pour bébés Bq/kg</b>	<b>Boissons (lait) Bq/kg</b>	<b>Autres Bq/kg</b>
Strontium (particulièrement Sr 90)	75	125	750
Iode (particulièrement I 131)	150	500	2000
Autres nucléides (particulièrement Cs 134+137)	400	1000	1250

**TAB-19.2.3.3 ACTIVITÉ DES PRODUITS DE FISSION POUR  
 LE CŒUR COMPLET DE L'EPR EXPLOITÉ EN PREMIÈRE  
 GESTION UOX – ACTIVITÉ EN BQ À LA FIN DU CYCLE DE  
 PROLONGATION, 516 JEPP, T=0 S**

isotopes	Activité cœur (Bq)
	t=0
KR85F	5.15E+16
KR85M	1.16E+18
KR87	2.14E+18
KR88	2.89E+18
XE131M	4.72E+16
XE133F	8.73E+18
XE133M	2.62E+17
XE135F	2.50E+18
XE135M	1.78E+18
XE138	7.52E+18
I131	4.34E+18
I132F	6.12E+18
I133F	8.73E+18
I134F	9.74E+18
I135	8.25E+18
CS134F	8.86E+17
CS136F	2.37E+17
CS137	5.58E+17
CS138F	8.22E+18
RB88	2.94E+18
TE127M	6.53E+16
TE129M	2.26E+17
TE131M	6.25E+17
TE132	6.03E+18
TE133M	4.49E+18
TE134	7.65E+18
AG110M	1.96E+16
AG111F	2.44E+17
SB125	6.86E+16
SB127	4.01E+17
SB129F	1.26E+18
MO99	8.02E+18
BA137M	5.29E+17
BA140	7.50E+18
BA141	7.09E+18
BA142	6.75E+18
SR89	4.00E+18
SR90	3.89E+17
RH103M	6.58E+18
RH105F	4.49E+18

suite.....	Activité cœur (Bq)
	t=0
RH105M	1.32E+18
RH106F	2.58E+18
TC99M	7.02E+18
PD109F	1.33E+18
RU103F	6.59E+18
RU105	4.72E+18
RU106	2.42E+18
LA140	7.70E+18
LA141	7.13E+18
LA142	6.94E+18
EU154F	5.76E+16
EU156	8.59E+17
NB95F	7.28E+18
NB95M	8.06E+16
NB97F	7.22E+18
NB97M	6.82E+18
CE141	7.10E+18
CE143	6.64E+18
CE144	5.45E+18
NP238	1.57E+18
NP239	8.79E+19
U237	3.56E+18
Y90F	4.02E+17
Y91F	5.25E+18
ZR95	7.26E+18
ZR97	7.20E+18
PR143	6.61E+18
PR144F	5.49E+18
ND147	2.85E+18
PM147	8.34E+17
PM148M	1.86E+17
PU238	1.62E+16
PU239	1.79E+15
PU240	2.39E+15
PU241	6.90E+17
AM241	8.20E+14
AM243	1.13E+14
CM242	2.38E+17
CM243	9.72E+13
CM244	1.93E+16

## TAB-19.2.3.4 FRACTION D'INVENTAIRE CŒUR (FIC) DES RADIONUCLÉIDES RELÂCHÉS DU COMBUSTIBLE DANS LA PHASE GAZEUSE DE L'ENCEINTE

	Familles	FIC cœur vers enceinte	
		TS1	TS2
Volatil	Gaz rares	100%	100%
	Iode moléculaire	5%	5%
	Iode particulaire + Br	100%	70%
	Cs, Rb, Te	100%	74%
	Ag	100%	64%
	Sb	100%	87,5%
	Semi-volatil, peu ou non volatil	Mo	44,6%
Sr		13,25%	13,25%
Ba		11,5%	11,5%
Rh, Tc, Pd, Ru		3,37%	3,37%
La, Eu, Nb		3,61%	3,61%
Ce, Np		3,85%	3,85%
U		0,65%	0,65%
Y, Zr, Pr, Nd, Sm, Pm, Pu		0,33%	0,33%
Am, Cm		0,69%	0,69%



## TAB-19.2.3.5 VITESSES DE RELACHEMENT EN S-1

### Vitesses de relâchement pour TS1 en s-1

Gaz rares	100 % instantané à t=0
-----------	------------------------

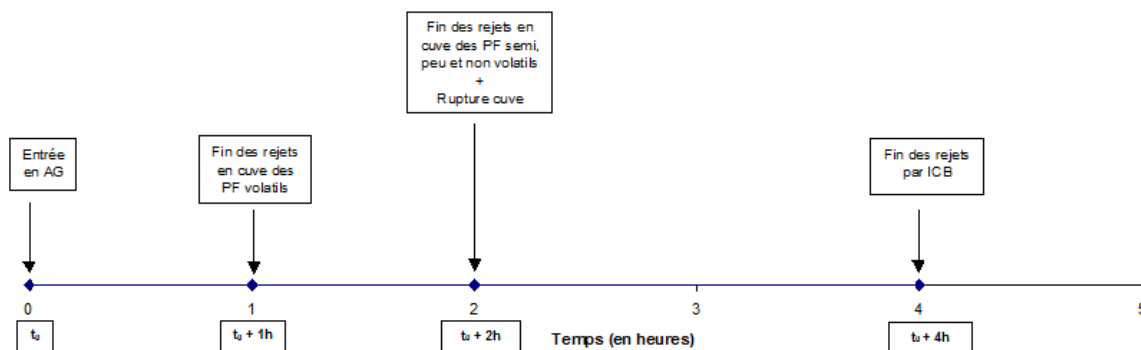
Iode moléculaire	100 % instantané à t=0
------------------	------------------------

Iode organique	3% de l'iode moléculaire adsorbée
----------------	-----------------------------------

		0 à 1h	2h à 4h
Volatil	Iode particulaire	2,8E-04	0,0E+00
	Br	2,8E-04	0,0E+00
	Cs, Rb	2,5E-04	1,4E-05
	Te	2,5E-04	1,5E-05
	Ag	2,5E-04	1,4E-05
	Sb	2,5E-04	1,4E-05

		0 à 2h	2h à 4h
Semi-volatil, peu ou non volatil	Mo	1,2E-04	1,7E-05
	Sr	6,8E-06	1,3E-04
	Ba	7,9E-05	6,0E-05
	Rh, Tc, Pd, Ru	1,3E-04	4,9E-06
	La, Eu, Nb	1,3E-04	1,4E-05
	Ce, Np	1,2E-04	2,2E-05
	U	1,4E-04	0,0E+00
	Y, Zr, Pr, Nd, Sm, Pm, Pu	1,4E-04	0,0E+00
	Am, Cm	6,6E-05	7,2E-05

### CHRONOLOGIE DES EVENEMENTS TS#1



**Vitesses de relâchement pour TS2 en s-1**

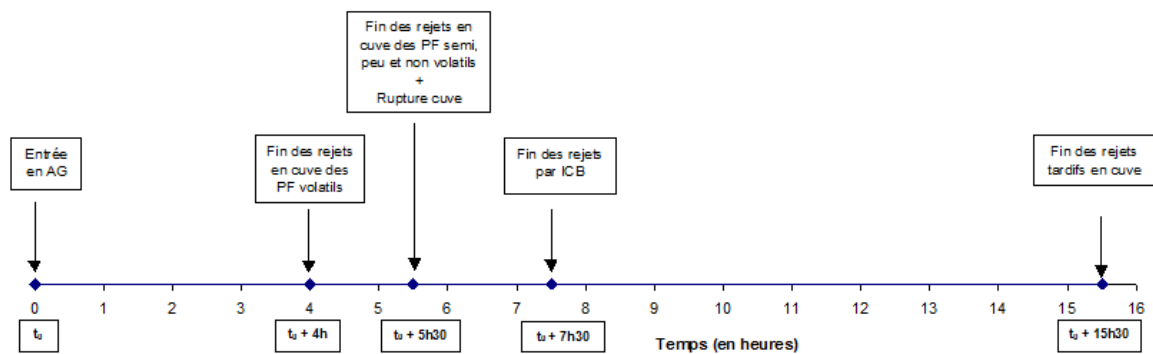
Gaz rares	100 % instantané à t=0
-----------	------------------------

Iode moléculaire	100 % instantané à t=0
------------------	------------------------

Iode organique	3% de l'iode moléculaire adsorbée
----------------	-----------------------------------

		0 à 4h	5h30 à 7h30	7h30 à 15h30
Volatil	Iode particulaire + Br	6,0E-05	4,0E-06	4,0E-06
	Cs, Rb, Te	5,1E-05	2,3E-05	3,8E-06
	Ag	5,9E-05	2,2E-05	0,0E+00
	Sb	5,4E-05	1,9E-05	3,2E-06

		0 à 5h30	5h30 à 7h30	7h30 à 15h30
Semi-volatil, peu ou non volatil	Mo	4,4E-05	1,7E-05	0,0E+00
	Sr	2,5E-06	1,3E-04	0,0E+00
	Ba	2,9E-05	6,0E-05	0,0E+00
	Rh, Tc, Pd, Ru	4,9E-05	4,9E-06	0,0E+00
	La, Eu, Nb	4,5E-05	1,4E-05	0,0E+00
	Ce, Np	4,3E-05	2,2E-05	0,0E+00
	U	5,1E-05	0,0E+00	0,0E+00
	Y, Zr, Pr, Nd, Sm, Pm, Pu	5,1E-05	0,0E+00	0,0E+00
	Am, Cm	2,4E-05	7,2E-05	0,0E+00

**CHRONOLOGIE DES EVENEMENTS TS#2**


## TAB-19.2.3.6 ACCIDENT GRAVE – TS1 - REJETS RADIOACTIFS CUMULES DANS L'ATMOSPHERE, GBQ

Temps	1h	6h	12h	1j	7j	15j	30j
KR85F	2,4E+02	5,5E+03	1,8E+04	5,6E+04	7,3E+05	1,7E+06	3,5E+06
KR85M	4,9E+03	7,0E+04	1,4E+05	2,0E+05	2,1E+05	2,1E+05	2,1E+05
KR87	7,2E+03	4,1E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04
KR88	1,2E+04	1,3E+05	2,1E+05	2,5E+05	2,5E+05	2,5E+05	2,5E+05
XE131M	2,2E+02	5,0E+03	1,7E+04	5,0E+04	6,2E+05	1,3E+06	2,2E+06
XE133F	4,1E+04	9,2E+05	3,0E+06	9,1E+06	8,8E+07	1,4E+08	1,6E+08
XE133M	1,2E+03	2,7E+04	8,8E+04	2,6E+05	1,7E+06	2,0E+06	2,1E+06
XE135F	1,2E+04	3,1E+05	1,0E+06	2,5E+06	4,5E+06	4,5E+06	4,5E+06
XE135M	4,4E+03	3,3E+04	5,3E+04	6,8E+04	7,4E+04	7,4E+04	7,4E+04
XE138	7,0E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03
I131	2,3E+03	7,5E+03	7,7E+03	8,0E+03	1,1E+04	1,3E+04	1,4E+04
I132F	3,2E+03	9,9E+03	1,0E+04	1,0E+04	1,0E+04	1,0E+04	1,0E+04
I133F	4,7E+03	1,4E+04	1,5E+04	1,5E+04	1,6E+04	1,6E+04	1,6E+04
I134F	4,0E+03	9,1E+03	9,1E+03	9,1E+03	9,1E+03	9,1E+03	9,1E+03
I135	4,2E+03	1,2E+04	1,2E+04	1,2E+04	1,3E+04	1,3E+04	1,3E+04
CS134F	3,8E+02	1,4E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03
CS136F	1,0E+02	3,8E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02
CS137	2,4E+02	8,9E+02	9,2E+02	9,2E+02	9,3E+02	9,3E+02	9,3E+02
CS138F	3,9E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03
R888	3,6E+03	2,4E+04	3,2E+04	3,4E+04	3,4E+04	3,4E+04	3,4E+04
TE127M	2,5E+01	9,5E+01	9,9E+01	9,9E+01	1,0E+02	1,0E+02	1,0E+02
TE129M	8,8E+01	3,3E+02	3,4E+02	3,4E+02	3,5E+02	3,5E+02	3,5E+02
TE131M	2,4E+02	8,7E+02	9,0E+02	9,1E+02	9,1E+02	9,1E+02	9,1E+02
TE132	2,3E+03	8,6E+03	8,9E+03	9,0E+03	9,0E+03	9,0E+03	9,0E+03
TE133M	1,1E+03	2,2E+03	2,2E+03	2,2E+03	2,2E+03	2,2E+03	2,2E+03
TE134	1,5E+03	2,9E+03	2,9E+03	2,9E+03	2,9E+03	2,9E+03	2,9E+03
AG110M	8,5E+00	3,1E+01	3,2E+01	3,2E+01	3,3E+01	3,3E+01	3,3E+01
AG111F	1,1E+02	3,8E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02
SB125	3,0E+01	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02
SB127	1,7E+02	6,3E+02	6,5E+02	6,5E+02	6,6E+02	6,6E+02	6,6E+02
SB129F	4,9E+02	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03	1,5E+03
MO99	7,5E+02	6,1E+03	6,4E+03	6,4E+03	6,5E+03	6,5E+03	6,5E+03
BA137M	2,2E+02	8,3E+02	8,6E+02	8,7E+02	8,7E+02	8,7E+02	8,7E+02
BA140	1,2E+02	1,7E+03	1,9E+03	1,9E+03	1,9E+03	1,9E+03	1,9E+03
BA141	2,6E+01	3,8E+01	3,8E+01	3,8E+01	3,8E+01	3,8E+01	3,8E+01
BA142	1,0E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,2E+01	1,2E+01
SR89	6,3E+00	1,3E+03	1,5E+03	1,6E+03	1,6E+03	1,6E+03	1,6E+03
SR90	6,1E-01	1,2E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,5E+02
RH103M	5,1E+01	3,7E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02
RH105F	3,5E+01	2,5E+02	2,6E+02	2,6E+02	2,6E+02	2,6E+02	2,6E+02
RH105M	9,4E+00	5,5E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01
RH106F	1,9E+01	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02
TC99M	1,0E+02	1,6E+03	1,7E+03	1,8E+03	1,8E+03	1,8E+03	1,8E+03
PD109F	1,0E+01	6,8E+01	6,9E+01	6,9E+01	6,9E+01	6,9E+01	6,9E+01
RU103F	5,2E+01	3,7E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02
RU105	3,3E+01	1,9E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02
RU106	1,9E+01	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02

Temps	1h	6h	12h	1j	7j	15j	30j
LA140	6,1E+01	5,5E+02	5,9E+02	6,0E+02	6,1E+02	6,1E+02	6,1E+02
LA141	5,8E+01	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02
LA142	5,2E+01	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02
EU154F	4,5E-01	3,6E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00
EU156	6,7E+00	5,3E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01
NB95F	5,7E+01	4,5E+02	4,7E+02	4,8E+02	4,8E+02	4,8E+02	4,8E+02
NB95M	6,3E-01	5,0E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00
NB97F	4,0E+01	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02
NB97M	5,3E+00	3,4E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01
CE141	5,6E+01	4,8E+02	5,1E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02
CE143	5,1E+01	4,3E+02	4,5E+02	4,6E+02	4,6E+02	4,6E+02	4,6E+02
CE144	4,3E+01	3,7E+02	3,9E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02
NP238	1,2E+01	1,0E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02
NP239	6,8E+02	5,8E+03	6,1E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03
U237	5,6E+00	3,8E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01
Y90F	3,6E-01	5,5E+00	6,8E+00	7,3E+00	7,8E+00	7,9E+00	8,1E+00
Y91F	4,2E+00	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01
ZR95	5,8E+00	4,0E+01	4,0E+01	4,0E+01	4,1E+01	4,1E+01	4,1E+01
ZR97	5,6E+00	3,6E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01
PR143	5,3E+00	3,8E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01
PR144F	3,6E+01	3,7E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02
ND147	2,3E+00	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01
PM147	6,6E-01	4,6E+00	4,6E+00	4,6E+00	4,7E+00	4,7E+00	4,7E+00
PM148M	1,5E-01	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00
PU238	1,3E-02	8,9E-02	9,0E-02	9,0E-02	9,1E-02	9,1E-02	9,1E-02
PU239	1,4E-03	9,9E-03	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02
PU240	1,9E-03	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02
PU241	5,5E-01	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00
AM241	6,5E-04	1,2E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02
AM243	9,0E-05	1,6E-03	1,8E-03	1,9E-03	1,9E-03	1,9E-03	1,9E-03
CM242	1,9E-01	3,4E+00	3,8E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00
CM243	7,7E-05	1,4E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03
CM244F	1,5E-02	2,7E-01	3,1E-01	3,2E-01	3,2E-01	3,2E-01	3,2E-01

Total CR	9,0E+04	1,6E+06	4,6E+06	1,3E+07	9,6E+07	1,5E+08	1,7E+08
Total IODES	1,8E+04	5,3E+04	5,4E+04	5,5E+04	5,8E+04	6,0E+04	6,2E+04
Total autres RN	1,7E+04	7,3E+04	8,3E+04	8,6E+04	8,6E+04	8,6E+04	8,6E+04

## TAB-19.2.3.7 ACCIDENT GRAVE – TS2 - REJETS RADIOACTIFS CUMULES DANS L'ATMOSPHERE, GBQ

Temps	1h	6h	12h	1j	7j	15j	30j
KR85F	2,4E+02	5,5E+03	1,8E+04	5,6E+04	7,3E+05	1,7E+06	3,5E+06
KR85M	4,9E+03	7,0E+04	1,4E+05	2,0E+05	2,1E+05	2,1E+05	2,1E+05
KR87	7,2E+03	4,1E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04	4,6E+04
KR88	1,2E+04	1,3E+05	2,1E+05	2,5E+05	2,5E+05	2,5E+05	2,5E+05
XE131M	2,2E+02	5,0E+03	1,6E+04	5,0E+04	6,0E+05	1,2E+06	2,0E+06
XE133F	4,1E+04	9,2E+05	3,0E+06	9,0E+06	8,5E+07	1,3E+08	1,5E+08
XE133M	1,2E+03	2,7E+04	8,7E+04	2,5E+05	1,6E+06	1,9E+06	1,9E+06
XE135F	1,2E+04	2,8E+05	8,8E+05	2,1E+06	3,7E+06	3,7E+06	3,7E+06
XE135M	3,5E+03	2,4E+04	4,0E+04	5,4E+04	6,0E+04	6,0E+04	6,0E+04
XE138	7,0E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03	8,3E+03
I131	7,7E+02	7,2E+03	8,3E+03	1,0E+04	1,3E+04	1,5E+04	1,6E+04
I132F	9,9E+02	9,4E+03	1,2E+04	1,4E+04	1,4E+04	1,4E+04	1,4E+04
I133F	1,5E+03	1,3E+04	1,5E+04	1,8E+04	1,9E+04	1,9E+04	1,9E+04
I134F	1,2E+03	4,9E+03	4,9E+03	4,9E+03	4,9E+03	4,9E+03	4,9E+03
I135	1,4E+03	1,0E+04	1,1E+04	1,2E+04	1,2E+04	1,2E+04	1,2E+04
CS134F	7,3E+01	1,1E+03	1,5E+03	1,9E+03	2,0E+03	2,0E+03	2,0E+03
CS136F	2,0E+01	2,9E+02	4,1E+02	5,1E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02
CS137	4,6E+01	6,8E+02	9,7E+02	1,2E+03	1,2E+03	1,2E+03	1,2E+03
CS138F	3,0E+03	5,1E+03	5,1E+03	5,1E+03	5,1E+03	5,1E+03	5,1E+03
RB88	3,6E+03	2,4E+04	3,2E+04	3,4E+04	3,4E+04	3,4E+04	3,4E+04
TE127M	5,4E+00	8,0E+01	1,1E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02
TE129M	1,9E+01	2,8E+02	3,9E+02	4,9E+02	5,0E+02	5,0E+02	5,0E+02
TE131M	5,1E+01	7,2E+02	9,8E+02	1,2E+03	1,2E+03	1,2E+03	1,2E+03
TE132	4,9E+02	7,2E+03	1,0E+04	1,2E+04	1,2E+04	1,2E+04	1,2E+04
TE133M	2,2E+02	9,2E+02	9,3E+02	9,3E+02	9,3E+02	9,3E+02	9,3E+02
TE134	3,2E+02	1,0E+03	1,0E+03	1,0E+03	1,0E+03	1,0E+03	1,0E+03
AG110M	1,6E+00	2,4E+01	3,0E+01	3,0E+01	3,1E+01	3,1E+01	3,1E+01
AG111F	2,0E+01	3,0E+02	3,7E+02	3,7E+02	3,7E+02	3,8E+02	3,8E+02
SB125	7,1E+00	1,1E+02	1,4E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02
SB127	4,1E+01	6,0E+02	7,9E+02	9,5E+02	9,6E+02	9,6E+02	9,6E+02
SB129F	1,2E+02	1,2E+03	1,4E+03	1,4E+03	1,4E+03	1,4E+03	1,4E+03
MO99	3,4E+02	6,2E+03	8,3E+03	8,4E+03	8,4E+03	8,4E+03	8,4E+03
BA137M	4,3E+01	6,4E+02	9,1E+02	1,1E+03	1,2E+03	1,2E+03	1,2E+03
BA140	5,4E+01	1,0E+03	2,2E+03	2,2E+03	2,3E+03	2,3E+03	2,3E+03
BA141	1,2E+01	1,8E+01	1,8E+01	1,8E+01	1,8E+01	1,8E+01	1,8E+01
BA142	4,5E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00
SR89	2,9E+00	7,9E+01	1,5E+03	1,5E+03	1,6E+03	1,6E+03	1,6E+03
SR90	2,8E-01	7,7E+00	1,4E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,5E+02	1,5E+02
RH103M	2,4E+01	4,3E+02	5,2E+02	5,3E+02	5,3E+02	5,3E+02	5,3E+02
RH105F	1,6E+01	2,9E+02	3,5E+02	3,6E+02	3,6E+02	3,6E+02	3,6E+02
RH105M	4,3E+00	5,4E+01	6,0E+01	6,0E+01	6,0E+01	6,0E+01	6,0E+01
RH106F	8,7E+00	1,6E+02	1,9E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02
TC99M	4,8E+01	2,3E+03	3,3E+03	3,3E+03	3,3E+03	3,3E+03	3,3E+03
PD109F	4,6E+00	7,5E+01	8,8E+01	8,8E+01	8,8E+01	8,8E+01	8,8E+01
RU103F	2,4E+01	4,4E+02	5,3E+02	5,3E+02	5,3E+02	5,3E+02	5,4E+02
RU105	1,5E+01	1,9E+02	2,1E+02	2,1E+02	2,1E+02	2,1E+02	2,1E+02
RU106	8,7E+00	1,6E+02	1,9E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02	2,0E+02

Temps	1h	6h	12h	1j	7j	15j	30j
LA140	6,1E+01	5,5E+02	5,9E+02	6,0E+02	6,1E+02	6,1E+02	6,1E+02
LA141	5,8E+01	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02	3,8E+02
LA142	5,2E+01	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02	2,4E+02
EU154F	4,5E-01	3,6E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00
EU156	6,7E+00	5,3E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01	5,6E+01
NB95F	5,7E+01	4,5E+02	4,7E+02	4,8E+02	4,8E+02	4,8E+02	4,8E+02
NB95M	6,3E-01	5,0E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00	5,2E+00
NB97F	4,0E+01	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02	1,7E+02
NB97M	5,3E+00	3,4E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01	3,5E+01
CE141	5,6E+01	4,8E+02	5,1E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02
CE143	5,1E+01	4,3E+02	4,5E+02	4,6E+02	4,6E+02	4,6E+02	4,6E+02
CE144	4,3E+01	3,7E+02	3,9E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02	4,0E+02
NP238	1,2E+01	1,0E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02	1,1E+02
NP239	6,8E+02	5,8E+03	6,1E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03	6,2E+03
U237	5,6E+00	3,8E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01
Y90F	3,6E-01	5,5E+00	6,8E+00	7,3E+00	7,8E+00	7,9E+00	8,1E+00
Y91F	4,2E+00	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01	2,9E+01
ZR95	5,8E+00	4,0E+01	4,0E+01	4,0E+01	4,1E+01	4,1E+01	4,1E+01
ZR97	5,6E+00	3,6E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01	3,7E+01
PR143	5,3E+00	3,8E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01	3,9E+01
PR144F	3,6E+01	3,7E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02
ND147	2,3E+00	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01	1,6E+01
PM147	6,6E-01	4,6E+00	4,6E+00	4,6E+00	4,7E+00	4,7E+00	4,7E+00
PM148M	1,5E-01	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00	1,0E+00
PU238	1,3E-02	8,9E-02	9,0E-02	9,0E-02	9,1E-02	9,1E-02	9,1E-02
PU239	1,4E-03	9,9E-03	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02	1,0E-02
PU240	1,9E-03	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,3E-02
PU241	5,5E-01	3,8E+00	3,8E+00	3,8E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00
AM241	6,5E-04	1,2E-02	1,3E-02	1,3E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02
AM243	9,0E-05	1,6E-03	1,8E-03	1,9E-03	1,9E-03	1,9E-03	1,9E-03
CM242	1,9E-01	3,4E+00	3,8E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00	3,9E+00
CM243	7,7E-05	1,4E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03	1,6E-03
CM244F	1,5E-02	2,7E-01	3,1E-01	3,2E-01	3,2E-01	3,2E-01	3,2E-01
Total GR	9,0E+04	1,6E+06	4,6E+06	1,3E+07	9,6E+07	1,5E+08	1,7E+08
Total IODES	1,8E+04	5,3E+04	5,4E+04	5,5E+04	5,8E+04	6,0E+04	6,2E+04
Total autres RN	1,7E+04	7,3E+04	8,3E+04	8,6E+04	8,6E+04	8,6E+04	8,6E+04

Temps	1h	6h	12h	1j	7j	15j	30j
LA140	2,8E+01	5,8E+02	8,3E+02	8,4E+02	8,5E+02	8,5E+02	8,5E+02
LA141	2,6E+01	3,4E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02	3,9E+02
LA142	2,4E+01	1,7E+02	1,8E+02	1,8E+02	1,8E+02	1,8E+02	1,8E+02
EU154F	2,1E-01	3,8E+00	5,0E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00	5,1E+00
EU156	3,1E+00	5,7E+01	7,4E+01	7,5E+01	7,5E+01	7,5E+01	7,5E+01
NB95F	2,6E+01	4,8E+02	6,3E+02	6,4E+02	6,4E+02	6,4E+02	6,4E+02
NB95M	2,9E-01	5,2E+00	6,8E+00	6,9E+00	6,9E+00	6,9E+00	6,9E+00
NB97F	1,8E+01	1,3E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02
NB97M	2,4E+00	4,0E+01	4,6E+01	4,6E+01	4,6E+01	4,6E+01	4,6E+01
CE141	2,6E+01	4,7E+02	6,7E+02	6,7E+02	6,8E+02	6,8E+02	6,8E+02
CE143	2,4E+01	4,1E+02	5,7E+02	5,7E+02	5,7E+02	5,7E+02	5,7E+02
CE144	2,0E+01	3,6E+02	5,1E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02	5,2E+02
NP238	5,6E+00	1,0E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02	1,4E+02
NP239	3,1E+02	5,6E+03	7,8E+03	7,9E+03	7,9E+03	7,9E+03	7,9E+03
U237	2,6E+00	4,7E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01	5,4E+01
Y90F	1,7E-01	7,4E+00	1,2E+01	1,3E+01	1,3E+01	1,3E+01	1,3E+01
Y91F	1,9E+00	3,5E+01	4,1E+01	4,1E+01	4,1E+01	4,1E+01	4,1E+01
ZR95	2,7E+00	4,9E+01	5,7E+01	5,7E+01	5,7E+01	5,7E+01	5,7E+01
ZR97	2,6E+00	4,2E+01	4,8E+01	4,8E+01	4,8E+01	4,8E+01	4,8E+01
PR143	2,5E+00	4,8E+01	5,7E+01	5,7E+01	5,7E+01	5,8E+01	5,8E+01
PR144F	1,6E+01	3,9E+02	5,3E+02	5,4E+02	5,4E+02	5,4E+02	5,4E+02
ND147	1,0E+00	1,9E+01	2,2E+01	2,2E+01	2,2E+01	2,2E+01	2,2E+01
PM147	3,1E-01	5,6E+00	6,5E+00	6,6E+00	6,6E+00	6,6E+00	6,6E+00
PM148M	6,8E-02	1,3E+00	1,5E+00	1,5E+00	1,5E+00	1,5E+00	1,5E+00
PU238	5,9E-03	1,1E-01	1,3E-01	1,3E-01	1,3E-01	1,3E-01	1,3E-01
PU239	6,6E-04	1,2E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02	1,4E-02
PU240	8,8E-04	1,6E-02	1,9E-02	1,9E-02	1,9E-02	1,9E-02	1,9E-02
PU241	2,5E-01	4,7E+00	5,4E+00	5,4E+00	5,4E+00	5,4E+00	5,5E+00
AM241	3,0E-04	5,7E-03	1,5E-02	1,5E-02	1,5E-02	1,5E-02	1,5E-02
AM243	4,1E-05	7,8E-04	2,0E-03	2,1E-03	2,1E-03	2,1E-03	2,1E-03
CM242	8,7E-02	1,6E+00	4,3E+00	4,4E+00	4,4E+00	4,4E+00	4,4E+00
CM243	3,6E-05	6,7E-04	1,7E-03	1,8E-03	1,8E-03	1,8E-03	1,8E-03
CM244F	7,1E-03	1,3E-01	3,5E-01	3,6E-01	3,6E-01	3,6E-01	3,6E-01

Total GR	8,9E+04	1,5E+06	4,5E+06	1,2E+07	9,3E+07	1,4E+08	1,7E+08
Total IODES	5,9E+03	4,5E+04	5,1E+04	5,9E+04	6,3E+04	6,5E+04	6,6E+04
Total autres RN	9,2E+03	6,5E+04	8,7E+04	9,3E+04	9,4E+04	9,4E+04	9,4E+04

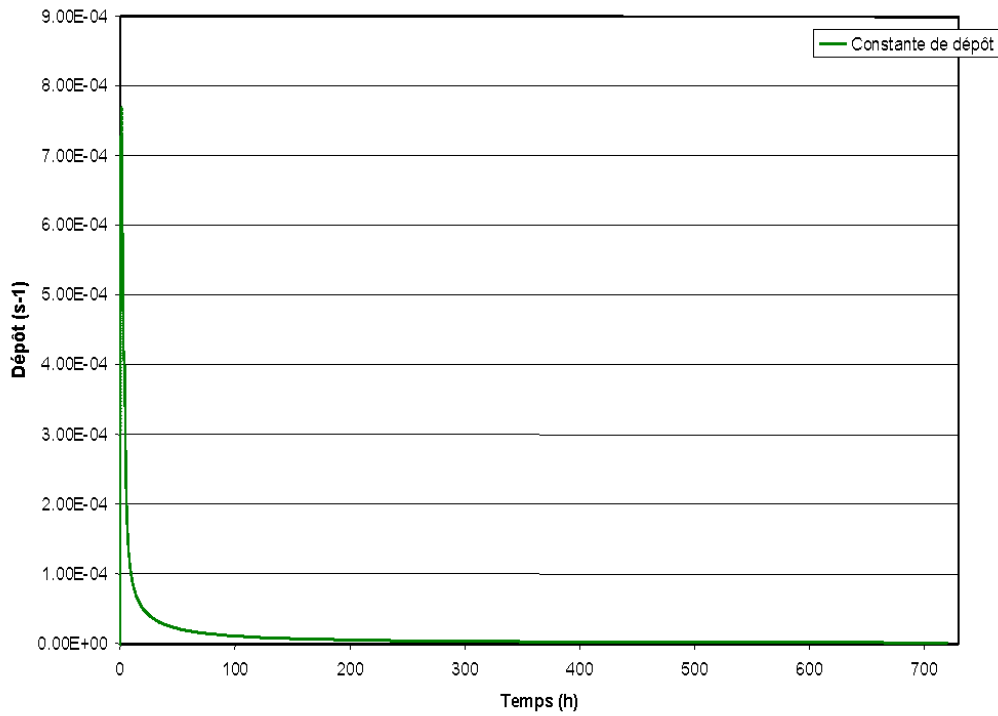
### **TAB-19.2.3.8 DOSES REPRESENTATIVES DES RRC-B CALCULÉES POUR LES SCENARIOS TS1 ET TS2**

		Fusion totale du cœur (RRC-B) – RDS – EPR	
		<i>TS1 : scénario rapide</i>	<i>TS2 : scénario lent</i>
Dose efficace totale court terme (7 jours)	<b>500m</b>	29 mSv (adulte)	29 mSv (adulte)
	<b>650m</b>	18 mSv (adulte)	19 mSv (adulte)
Dose équivalente à la thyroïde court terme (7 jours)	<b>500m</b>	100 mSv (enfant)	120 mSv (enfant)
	<b>650m</b>	63 mSv (enfant)	76 mSv (enfant)
Dose efficace totale 1 an	<b>650m</b>	93 mSv (enfant)	110 mSv (enfant)
	<b>2km</b>	12 mSv (enfant)	14 mSv (enfant)
Dose efficace totale long terme (50 ans)	<b>650m</b>	120 mSv (adulte)	150 mSv (adulte)
	<b>2km</b>	15 mSv (adulte)	19 mSv (adulte)



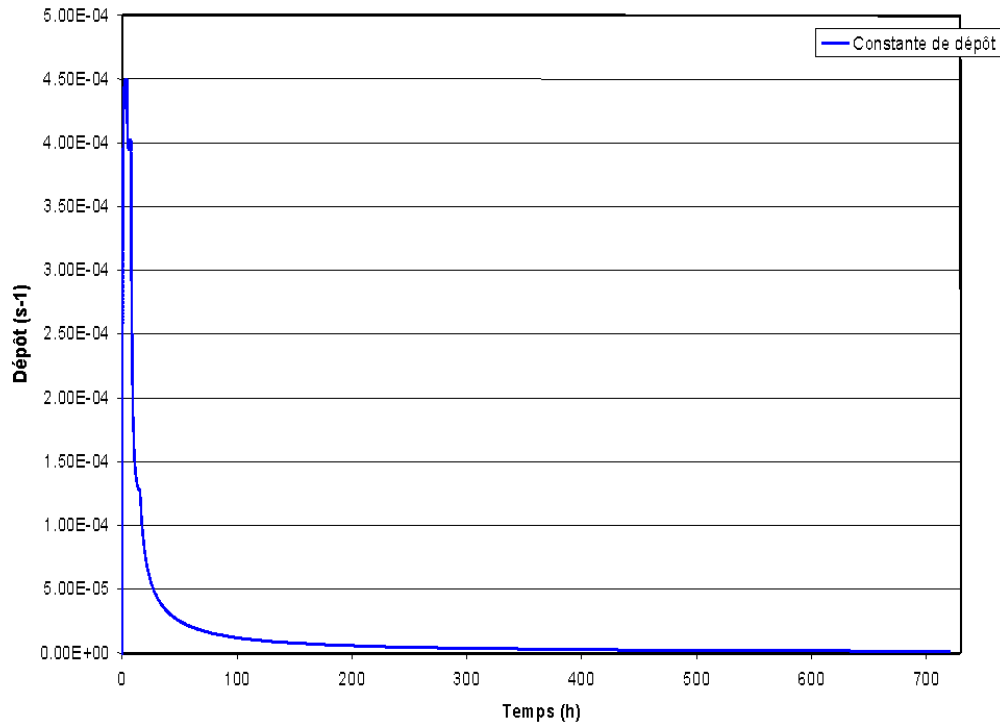
### **FIG-19.2.3.1 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'ENCEINTE SUR 30 JOURS – TS1**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire dans le BR - TS#1



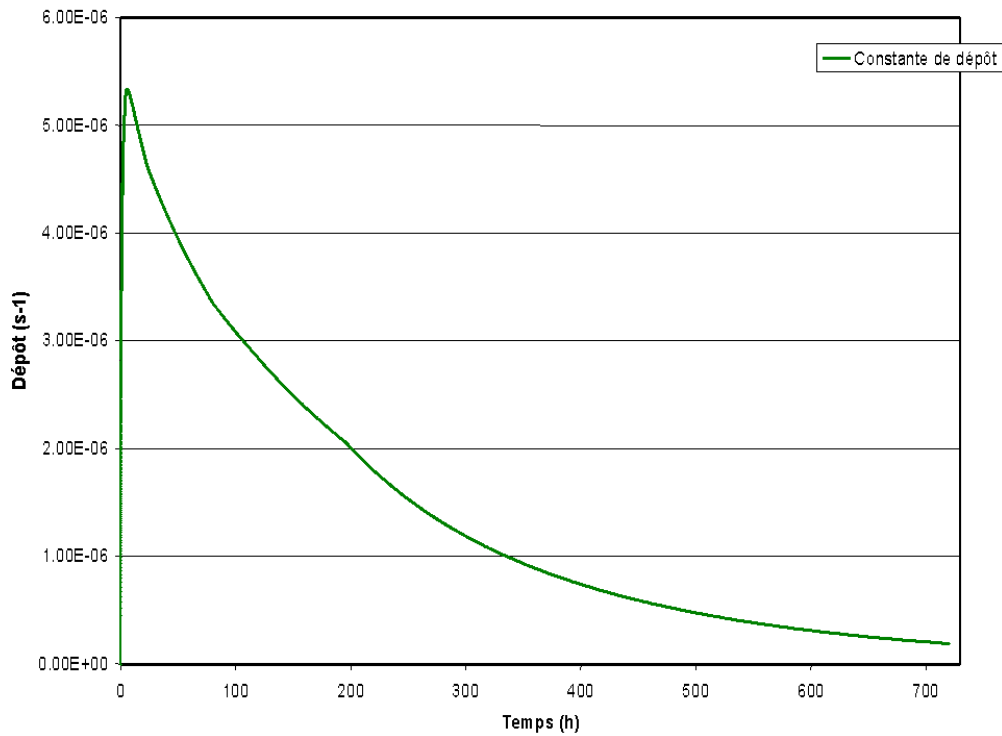
### **FIG-19.2.3.2 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'ENCEINTE SUR 30 JOURS – TS2**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire dans le BR - TS#2



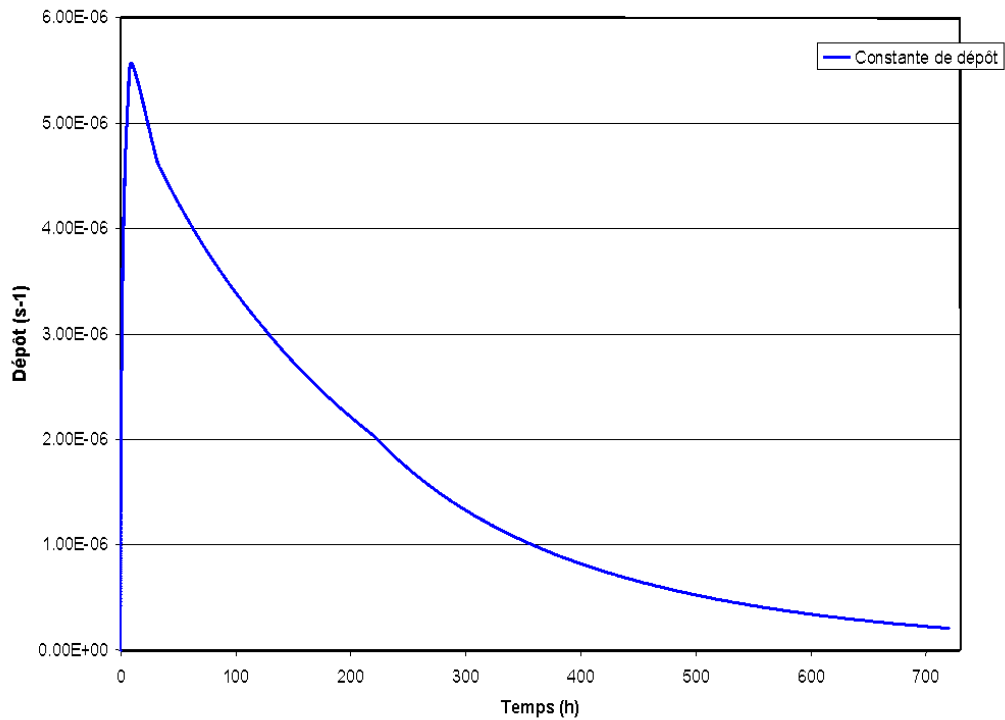
### **FIG-19.2.3.3 CONSTANCE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS L'EEE SUR 30 JOURS – TS1**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire dans l'EEE  
Ventilation fonctionnelle - TS#1



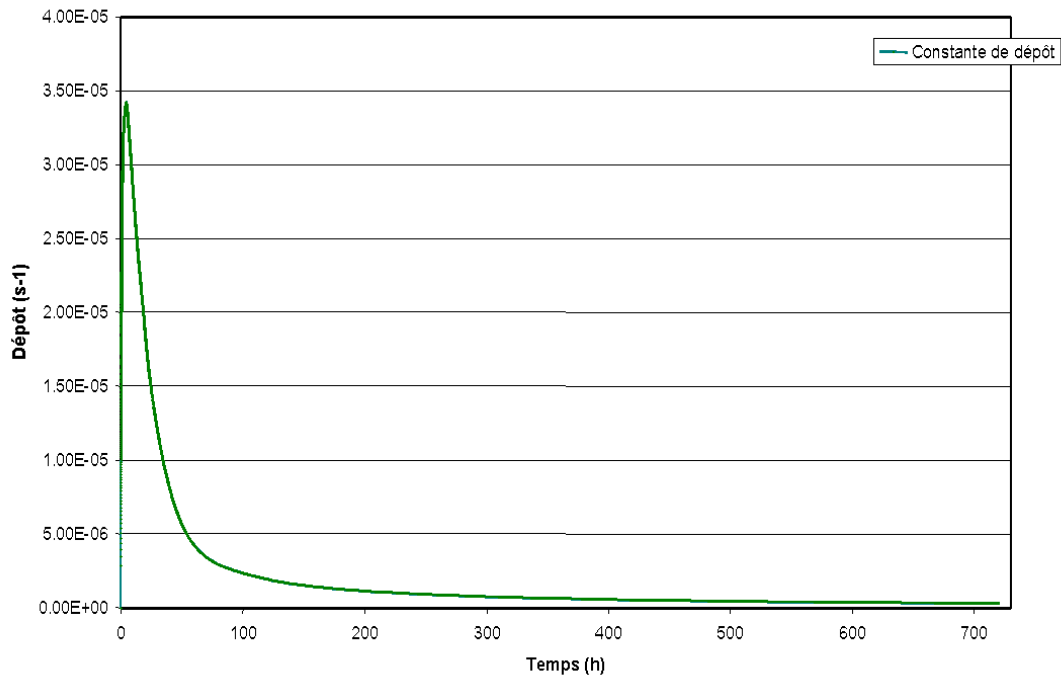
**FIG-19.2.3.4 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET  
DES AÉROSOLS DANS L'EEE SUR 30 JOURS – TS2**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire dans l'EEE  
Ventilation fonctionnelle - TS#2



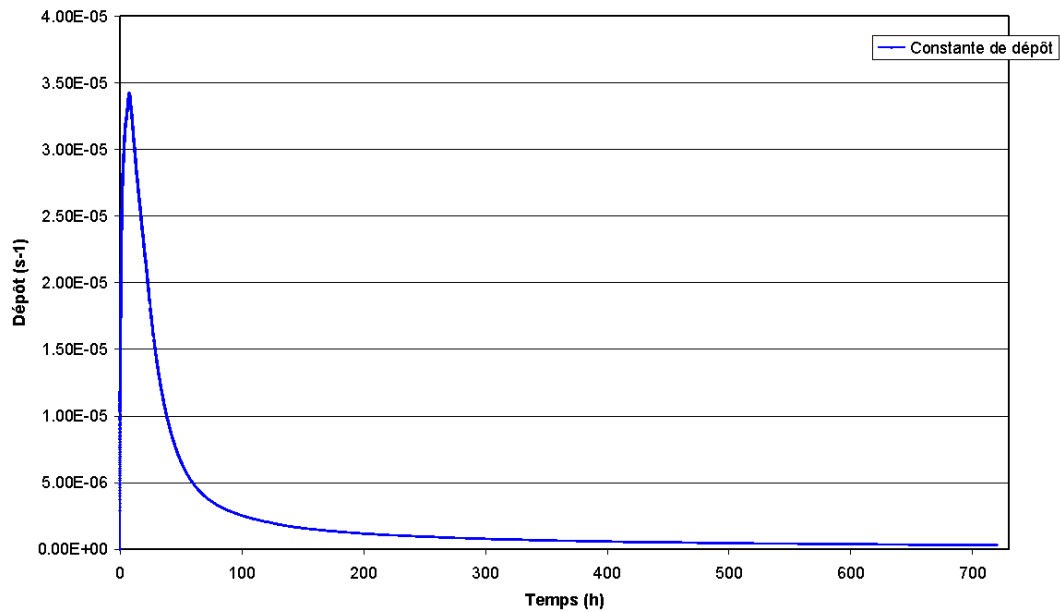
### **FIG-19.2.3.5 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS LES BP SUR 30 JOURS – TS1**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire les BP  
Ventilation fonctionnelle - TS#1



### **FIG-19.2.3.6 CONSTANTE DE DÉPÔT DE L'IODE PARTICULAIRE ET DES AÉROSOLS DANS LES BP SUR 30 JOURS – TS2**

Constante de dépôt calculée avec MAAP pour les aérosols et l'iode particulaire les BP  
Ventilation fonctionnelle - TS#2



**SOMMAIRE**

<b>.19.2.4 SITUATIONS PRATIQUEMENT ÉLIMINÉES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. PRÉVENTION DE LA FUSION DU CŒUR À HAUTE PRESSION ET ÉCHAUFFEMENT DIRECT DE L'ENCEINTE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>1.3. ÉVALUATION PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2. PRÉVENTION DES ACCIDENTS D'INJECTION RAPIDE DE RÉACTIVITÉ . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>2.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.2.1. DILUTION HÉTÉROGÈNE EXTERNE : TAILLE CRITIQUE DE BOUCHON D'EAU CLAIRE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>2.2.2. CONTRE-MESURES VIS À VIS DES INITIATEURS DE DILUTION HÉTÉROGÈNE EXTERNE . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>2.2.3. AUTRES RISQUES DE DILUTION . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>2.3. ÉVALUATION PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>3. PRÉVENTION DES EXPLOSIONS DE VAPEUR . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>3.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>3.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>3.3. ÉVALUATION PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>4. PRÉVENTION DE LA DÉTONATION D'HYDROGENE . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>4.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>4.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>4.3. ÉVALUATION PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>5. PRÉVENTION DES BIPASSES DE L'ENCEINTE DE CONFINEMENT .</b>	<b>12</b>
<b>5.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>12</b>



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.4

PAGE 2/20

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

<b>5.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>13</b>
<b>5.3. VOLET PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>14</b>
<b>6. PRÉVENTION DE LA FUSION DU COMBUSTIBLE DANS LA PISCINE DE DÉSACTIVATION . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>6.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>6.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES . . . . .</b>	<b>15</b>
<b>6.3. ÉVALUATION PROBABILISTE . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>7. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>16</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>17</b>



**TABLEAUX :**

**TAB-19.2.4.1 DISPOSITIONS IDENTIFIÉES POUR LA PRÉVENTION DU RISQUE DE FUSION DU COEUR ASSOCIÉ AUX SITUATIONS DE DILUTION HÉTÉROGÈNE EXTERNE ET SCÉNARIOS ASSOCIÉS ..... 18**

**TAB-19.2.4.2 DISPOSITIONS IDENTIFIÉES POUR LA PRÉVENTION DU RISQUE DE FUSION DU COEUR ASSOCIÉ AUX SITUATIONS D'APRP NON-ISOLABLE À L'EXTÉRIEUR DE L'ENCEINTE (HORS BRÈCHE SUR LE RIS-RA EN MODE RA) ET SCÉNARIOS ASSOCIÉS ..... 20**

## **.19.2.4 SITUATIONS PRATIQUEMENT ÉLIMINÉES**

Comme indiqué dans le paragraphe 1 de la section 19.2.0, les situations d'accident avec fusion du cœur qui pourraient conduire à des rejets précoces importants doivent être pratiquement éliminées.

Les événements (scénarios et situations physiques qui en découlent) sont :

- la fusion du cœur à haute pression et échauffement direct de l'enceinte (DCH),
- les accidents d'injection rapide de réactivité,
- les explosions de vapeur susceptibles de mettre en danger la tenue de la cuve et du confinement,
- la détonation d'hydrogène susceptible de mettre en danger la tenue du confinement,
- les bipses du confinement avec fusion du cœur,
- la fusion du combustible présent dans la piscine de désactivation du BK.

L'objectif de ce sous chapitre est de faire la synthèse des études traitées dans différents chapitres du RDS et vise à montrer l'exhaustivité de la démarche « d'élimination pratique » des scénarios pouvant conduire à des rejets précoces et importants.

Les démonstrations correspondantes s'appuient sur des considérations déterministes tenant compte de l'état de l'art des connaissances acquises lors des programmes récents de R&D tant nationaux qu'internationaux ; elles sont consolidées par une vérification probabiliste.

Lorsque les scénarios pouvant conduire à des rejets précoces importants ne peuvent pas être considérés comme physiquement impossibles, des dispositions de conception doivent être prises pour les exclure. L'identification de ces dispositions repose sur une démarche de conception déterministe, conformément à la démonstration de sûreté associée aux accidents graves. Pour chaque situation dont l'élimination pratique est recherchée, une analyse est réalisée pour identifier les dispositions à mettre en place pour en prévenir l'occurrence ou en diminuer les conséquences (préservant ainsi le confinement). Les dispositions du « pratiquement éliminé » pour une situation donnée sont donc les dispositions retenues dans le but d'éliminer pratiquement cette situation, dans le cadre de la démarche déterministe de conception. En complément, une vérification probabiliste est réalisée pour évaluer le risque de rejets précoces importants.

Ce sous chapitre présente les dispositions ainsi identifiées.

### **1. PRÉVENTION DE LA FUSION DU CŒUR À HAUTE PRESSION ET ÉCHAUFFEMENT DIRECT DE L'ENCEINTE**

#### **1.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.1 des Directives Techniques.

Un objectif de conception est de transférer avec une haute fiabilité les séquences de fusion du cœur à haute pression vers des séquences à basse pression de telle sorte que les situations de fusion du cœur à haute pression puissent être « exclues ».

Cet objectif implique de limiter la pression du circuit primaire dans la gamme  $\square$  à  $\square$  bars au moment de la rupture de la cuve du réacteur. Cet objectif peut être atteint en ajoutant à la fonction de dépressurisation des soupapes du pressuriseur, une vanne de décharge dédiée avec une vanne d'isolement.

La capacité de décharge de la ligne dédiée doit être déterminée en considérant les situations suivantes, avec des hypothèses réalistes :

- perte des alimentations électriques externes et indisponibilité de tous les diesels,

- perte des alimentations électriques externes et indisponibilité de tous les diesels mais avec retour d'un appoint d'eau pendant la fusion du cœur,
- perte totale d'alimentation en eau des générateurs de vapeur combinée avec la défaillance du gavé-ouvert primaire.

Cependant, des études de sensibilité relatives à la capacité de décharge, aux températures des gaz chauds et aux critères d'ouverture doivent être réalisées par le concepteur en considérant une décharge retardée et un renoyage tardif de même que les incertitudes des modèles de calcul relatifs à la phase de dégradation avancée du cœur ou au renoyage. Ces études de sensibilité aideront également à déterminer le moyen (□) d'ouverture de la vanne dédiée, en tenant compte de la possibilité d'erreurs humaines au cours de l'accident.

La vanne dédiée et sa vanne d'isolement doivent être qualifiées pour des conditions représentatives. Des justifications expérimentales peuvent être nécessaires, en particulier pour les conditions qui diffèrent fortement des conditions de fonctionnement normales.

Par ailleurs, des dispositions de conception doivent être prises pour faire face aux chargements mécaniques qui résulteraient de la défaillance de la cuve du réacteur à □ bar de manière à limiter le soulèvement vertical de la cuve du réacteur.

De plus, des dispositions de conception doivent être prises pour limiter la dispersion du corium dans l'atmosphère de l'enceinte de confinement dans le cas de la traversée de la cuve du réacteur, pour éviter « l'échauffement direct de l'enceinte de confinement ». Ces dispositions de conception sont relatives à la géométrie du puits de cuve et à sa ventilation ainsi qu'aux mesures neutroniques hors cœur, de façon à assurer que de grandes quantités de corium provenant de la cuve du réacteur ne pourront pas être transportées hors du puits de cuve.

## **1.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

Le circuit primaire est équipé d'un système de dépressurisation ultime, différent du dispositif protégeant ce dernier des surpressions. Une description détaillée de ce système ainsi que les études démontrant son efficacité sont disponibles dans la section 19.2.2.2.

Les effets potentiels du DCH sont principalement induits par deux types de conditions initiales qui influencent l'expulsion du corium hors de la cuve, sa fragmentation et son transport depuis le puits de cuve jusqu'aux zones supérieures de l'enceinte de confinement :

- les conditions thermohydrauliques, en particulier le niveau de pression dans le circuit primaire, lors de la rupture de la cuve du réacteur,
- la conception (géométrie) du puits de cuve et les ouvertures vers le dôme de l'enceinte.

La géométrie du puits de cuve de l'EPR est conçue uniquement avec de petites ouvertures vers les compartiments des boucles primaires, sans passage direct vers le volume supérieur de l'enceinte. Cette conception favorise la rétention du corium dans les zones basses de l'enceinte et le volume gazeux concerné par les échanges thermiques est réduit.

Une valeur limite de □ bar pour la pression primaire lors de la rupture de la cuve est généralement considérée comme un bon objectif à atteindre afin d'éviter tout dommage sur l'enceinte découlant de l'effet DCH. Bien que la géométrie du puits de cuve EPR soit moins favorable à la dispersion du corium, cette valeur cible a été conservée pour l'EPR en tant que critère de découplage pour prévenir la dispersion du corium après la rupture de la cuve.

De plus, la tenue de l'enceinte EPR permet de limiter le risque de rejets importants et précoces en cas de fusion en pression.

Les études ont démontré que la capacité de décharge dédiée permet d'atteindre une pression primaire basse (~ □ bar) bien avant la rupture de la cuve, y compris en cas de dépressurisation retardée conduisant à un renoyage tardif par les accumulateurs. Ce niveau de pression empêche la dispersion

significative de cœur fondu dans l'enceinte et ses conséquences en terme d'impact sur le puits de cuve et d'échauffement direct de l'enceinte (effet DCH).

### **1.3. ÉVALUATION PROBABILISTE**

Le risque global correspondant est évalué au sous-chapitre 18.2. Outre l'apport des dispositions retenues présentées ci-dessus, les calculs  $\square$  présentés dans le rapport principal de l'EPS de niveau 2 montrent qu'il est très probable qu'une branche chaude rompe avant la cuve, ce qui est un élément supplémentaire pour dépressuriser le circuit et prévenir la rupture de la cuve en pression. La fréquence de rupture de la cuve en pression est ainsi estimée à  $\square$  par année réacteur. Ce résultat est compatible avec la cible probabiliste relative aux situations pratiquement éliminées du paragraphe 5.2 du sous-chapitre 18.0.

En conséquence, les dispositions de conception décrites dans les sections 19.2.1.1 et 19.2.2.2 permettent d'éliminer en pratique les scénarios conduisant à la rupture de la cuve du réacteur sous haute pression et d'éviter le phénomène d'échauffement direct de l'enceinte.

## **2. PRÉVENTION DES ACCIDENTS D'INJECTION RAPIDE DE RÉACTIVITÉ**

### **2.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.2 des Directives Techniques.

L'« élimination pratique » des accidents d'injection rapide de réactivité implique un examen détaillé de chaque scénario de dilution hétérogène, en considérant l'ensemble des lignes de défense pour ce scénario.

L'analyse pourrait comporter les trois étapes suivantes :

- un volume maximal des bouchons d'eau sans bore est défini sur la base de considérations neutroniques et thermo-hydrauliques relatives à la sous-criticité du cœur, indépendamment des scénarios réels de dilution,
- ce volume maximal est utilisé pour définir des moyens déterministes permettant d'assurer que ce volume n'est pas dépassé pour chaque scénario réel de dilution,
- une étude probabiliste de sûreté est utilisée pour vérifier que, pour chacun des scénarios réels de dilution, l'ensemble des dispositions mises en place apportent une défense en profondeur adéquate pour «éliminer pratiquement» les accidents de réactivité correspondants.

Concernant la première étape, les calculs relatifs aux phénomènes de mélange devraient être réalisés avec différents codes, en incluant des calculs de validation s'appuyant de préférence sur des expériences hydrauliques dans des installations d'essais à grande échelle.

Concernant la deuxième étape, tous les scénarios de dilution doivent être examinés précisément, y compris ceux résultant d'erreurs d'opérateurs, de dysfonctionnements de systèmes auxiliaires, de fuites de tubes de générateurs de vapeur de même que ceux concernant des réservoirs d'eau borée.

Il est souligné que la mise en place d'un basculement automatique classé F1A de l'aspiration des pompes de charge du système de contrôle volumétrique et chimique (RCV) au réservoir d'eau interne à l'enceinte de confinement en cas de détection d'un débit dilué par un boremètre unique F1A, composé d'une source de neutrons et de quatre détecteurs de flux, serait une mesure de conception positive pour limiter les conséquences des dilutions provenant des lignes RCV. Cependant, la possibilité de classer le boremètre F1A doit être établie.

Des moyens adéquats doivent être définis par le concepteur pour « éliminer pratiquement » les scénarios de dilution hétérogène du bore via les échangeurs du système de refroidissement intermédiaire. En particulier, des exigences résultant des études correspondantes pourraient être fournies aux concepteurs des pompes en vue d'éviter la formation d'un bouchon d'eau borée diluée

inadmissible dans les systèmes auxiliaires connectés via les dispositifs de refroidissement des joints de leurs pompes.

De plus, il est souligné que, dans le cas d'une perte totale des alimentations électriques alors que l'évacuation de la puissance résiduelle est assurée par les générateurs de vapeur fonctionnant en condensation à contre-courant, de l'eau faiblement borée pourrait s'accumuler dans le circuit primaire ; cette situation doit aussi être étudiée avec soin par le concepteur.

Il est aussi souligné que des concentrations élevées en bore en début de vie du cœur renforceraient l'attention à porter à l'« élimination pratique » des accidents de réactivité résultant d'une introduction rapide d'eau froide ou insuffisamment borée. Ces accidents de dilution du bore doivent être examinés en relation avec les marges de réactivité des systèmes d'arrêt.

Enfin, étant donné que des mécanismes de dilution intrinsèque apparaissent au cours de certaines situations accidentelles (par exemple le mode de transfert de la chaleur dans les générateurs de vapeur par ébullition et condensation en cas de brèche primaire, les débits inverses en cas de ruptures de tubes de générateurs de vapeur...), ces mécanismes et les codes correspondants doivent être complètement analysés, en considérant les phénomènes de mélange qui peuvent réduire les conséquences des bouchons d'eau insuffisamment borée. Certaines configurations nécessitent une attention particulière : injection simultanée de deux bouchons d'eau dans la cuve du réacteur, redémarrage de la circulation naturelle dans une boucle sans injection de sécurité, bouchons de faible densité pénétrant dans la cuve du réacteur. En particulier, des dispositions de conception telles que des verrouillages automatiques doivent être mises en œuvre pour toutes les conditions de fonctionnement PCC et RRC-A concernées de façon à exclure le redémarrage de pompes primaires après une dilution hétérogène intrinsèque significative.

## **2.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

L'analyse est basée sur les trois étapes proposées dans les « Directives Techniques ».

- première étape : détermination de la « taille critique de bouchon » d'eau claire qui doit être évitée afin d'empêcher toute possibilité de transitoire de criticité qui pourrait compromettre l'intégrité du cœur.
- deuxième étape : Tous les scénarios susceptibles de conduire au transfert vers le cœur d'un bouchon d'eau claire dépassant la taille critique doivent être examinés en détail. Des parades doivent être définies afin d'atteindre l'« élimination pratique » de ces scénarios.
- troisième étape : Une première analyse probabiliste des risques est effectuée pour vérifier l'adéquation des solutions techniques avec l'objectif d'« élimination pratique ».

### **2.2.1. Dilution hétérogène externe : taille critique de bouchon d'eau claire**

L'analyse a pour objectif d'examiner comment un bouchon d'eau claire se mélange à l'eau borée contenue dans la cuve du réacteur avant d'atteindre le cœur. Cela vise à vérifier si la criticité du cœur peut être atteinte et d'en déduire la « taille critique de bouchon », c'est à dire le plus grand volume de bouchon d'eau claire dans les boucles ne compromettant pas l'intégrité des barrières lors de son passage dans le cœur. Les calculs de mélange sont réalisés à l'aide [ ] sur le transitoire de débit considéré le plus pénalisant, [ ] [ ].

[ ]

Les données utilisées dans l'étude de mélange du bouchon d'eau claire sont basées sur la gestion prévisionnelle du réacteur EPR FA3 (4300 MWth). Les calculs ont été réalisés dans des situations correspondant [ ]. Plusieurs jeux de conditions initiales différentes [ ] ont été étudiés. De plus, des calculs de sensibilité [ ] ont été réalisés. Ces calculs ont mis en évidence les résultats suivants :

- En état A et en état C [ ] la concentration en bore minimale locale en entrée du cœur reste en tout point et tout au long du transitoire supérieure à la  $C_b$  critique. Le cœur est donc sous-critique.
- En états B et C, [ ] la concentration en bore en entrée cœur devient transitoirement inférieure à la  $C_b$  critique dans des zones très localisées de l'entrée cœur. Pour ces situations, une estimation

conservative du volume d'eau claire présent dans le coeur est réalisée en utilisant les résultats des calculs [ ] pour montrer l'absence de risque en termes de sûreté.

Ces calculs sont présentés dans la [Réf \[1\]](#).

Un bouchon d'eau claire de [ ] m<sup>3</sup> est donc retenu comme taille critique de bouchon pour la suite de l'analyse.

### **2.2.2. Contre-mesures vis à vis des initiateurs de dilution hétérogène externe**

Pour tous les scénarios pouvant conduire à la formation de bouchons de taille supérieure à la taille critique de [ ] m<sup>3</sup>, des dispositions ont été introduites afin d'assurer l'élimination pratique de ces scénarios. Ces dispositions, de nature organisationnelle ou matérielle sont listées ci-dessous et figurent dans le tableau [TAB-19.2.4.1](#), avec les scénarios qu'elles permettent de couvrir. Les dispositions identifiées visent pour la plupart à l'isolement de la source de dilution ou au contrôle de la concentration en bore des fluides utilisés. Elles permettent ainsi de prévenir l'apparition de la situation accidentelle de dilution.

#### **Dispositions matérielles :**

- isolement automatique du réservoir RCV, de la station d'hydrogénation et de la décharge BP RIS-RA, par la fermeture de vannes motorisées sur le système RCV ou RIS, sur signal anti-dilution,
- isolement passif des lignes d'injection ISBP et ISMP par fermeture de clapets : il s'agit d'une disposition matérielle passive.
- isolement passif de la ligne d'injection accumulateur RIS : il s'agit aussi d'une disposition matérielle passive.

#### **Dispositions organisationnelles :**

- isolement manuel des deux échangeurs Haute Pression du RCV : cet isolement fait l'objet d'une condamnation administrative et relève de la conduite normale.
- isolement manuel de la décharge Haute Pression du RCV par fermeture de vannes motorisées : cette disposition relève de la conduite normale.
- isolement manuel de l'échangeur RIS-RA via la fermeture de vannes et clapets : cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- confirmation de l'isolement de l'échangeur des garnitures de pompes RIS-RA : cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- contrôle de l'utilisation d'eau déminéralisée en recours à l'eau borée lors des opérations de maintenance : cette disposition relève de l'application des procédures de maintenance.
- démarrage de la pompe ISBP sur la ligne petit débit avant lignage du RIS en mode RA : cette disposition permet une recirculation sur l'IRWST pour conditionnement chimique et thermique et relève de la conduite normale.
- démarrage de la pompe ISMP sur la ligne petit débit après maintenance : la réalisation d'un test de requalification de lignage de la pompe ISMP sur la ligne petit débit permet une recirculation sur l'IRWST ; cette disposition organisationnelle relève de l'application des procédures de maintenance.
- contrôle de la concentration en bore des accumulateurs RIS après appoint ou maintenance : cette disposition relève de la conduite normale ou de l'application des procédures de maintenance.
- contrôle de la concentration en bore du réservoir de préparation REA avant transfert à toute autre bache : cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- contrôle de la concentration en bore des baches RBS après une opération de maintenance ou un appoint : cette disposition relève de la conduite normale ou de l'application des procédures de maintenance.

- isolement manuel de l'échantillonnage REN sur le RCP via la fermeture de vannes motorisées. Cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- isolement manuel de la barrière thermique des GMPP côté RRI, cet isolement faisant de plus l'objet d'une condamnation administrative : cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- confirmation de l'isolement de la barrière thermique des GMPP : cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.
- drainage du RCP par le RCV après une opération de maintenance sur le circuit primaire avec de l'eau déminéralisée : en complément, une condamnation administrative sur des GMPP prévient tout risque de démarrage avant homogénéisation du fluide primaire. Cette disposition relève de l'application des procédures de maintenance.

Ces dispositions assurent la prévention du risque de fusion du coeur dans les situations de dilution hétérogène externe.

### **2.2.3. Autres risques de dilution**

Les dilutions inhérentes sont étudiées dans la section 15.2.3e1 pour les Petites Brèches en état A.

Une analyse du risque de dilution inhérente dans les états B à E a été réalisée dans la [Réf \[2\]](#). Les conclusions de cette analyse sont les suivantes :

- Les états sans incondensables dans le circuit primaire sont enveloppés par l'état A du point de vue du risque de dilution inhérente.
- Pour les états avec incondensables dans le primaire, les essais PKL ont permis d'identifier le mécanisme qui pourrait conduire à l'accumulation d'un bouchon d'eau claire en sortie GV. On montre que pour l'ensemble des accidents étudiés (PCC et RRC-A), ce mécanisme ne conduit en fait jamais à une dilution significative.

Par ailleurs, des calculs complémentaires ont été réalisés afin de démontrer la robustesse des conclusions tirées de l'étude de référence présentée à la section 15.2.3e1. Ces calculs complémentaires consistent en des sensibilités à des paramètres plus pénalisants : bouchon plus volumineux, reprise simultanée de la circulation naturelle, débit d'envoi majoré. Ces calculs sont présentés dans les [Réf \[3\]](#), [Réf \[4\]](#) et [Réf \[5\]](#).

Le risque de rétrovidange lors d'une RTGV est traité dans la section 15.2.3f.

Il est démontré dans les deux cas que le risque de retour en criticité est nul.

### **2.3. ÉVALUATION PROBABILISTE**

D'après la section 18.1.3, la fréquence des scénarios de dilution hétérogène avec les hypothèses présentées ci-dessus est de  $\ll$  /a.r., ce qui permet de considérer que les situations d'injection rapide de réactivité sont pratiquement éliminées.

## **3. PRÉVENTION DES EXPLOSIONS DE VAPEUR**

### **3.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.3 des Directives Techniques.

#### **Phénomènes en cuve**

Une libération importante d'énergie mécanique serait nécessaire pour mettre en danger la cuve du réacteur et l'enceinte de confinement ; néanmoins, le concepteur doit examiner les possibilités d'explosions de vapeur en cuve liées à la fusion du coeur. Une attention appropriée doit être portée :

- à la justification de la masse maximale de la zone de mélange, en tenant compte de la conception spécifique de la plaque inférieure de support du cœur et des incertitudes relatives à la relocalisation et au comportement du cœur dans le plénum inférieur ; dans ce cadre, les scénarios avec renoyage doivent être étudiés,
- à la transposition des résultats expérimentaux<sup>1</sup> à la conception spécifique des tranches électronucléaires de la prochaine génération,
- à l'ordre de grandeur des élévations de température des structures internes supérieures et du couvercle de la cuve pendant les séquences de fusion du cœur et à leurs conséquences,
- au comportement du circuit primaire (y compris les générateurs de vapeur) dans le cas d'un bouchon d'eau de forte énergie passant à travers le collecteur annulaire de la cuve à la suite d'une interaction eau-cœur fondu de forte énergie en cuve.

### Phénomènes en dehors de la cuve

La quantité d'eau qui pourrait être présente dans le puits de cuve et dans la chambre d'étalement au moment de la percée de la cuve doit être limitée par conception. La possibilité d'une explosion de vapeur importante pendant le noyage du corium doit être évitée et les chargements résultant d'interactions corium-eau fondu doivent être pris en compte dans la conception.

### **3.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

La section 19.2.1 présente l'état de l'art de la compréhension et des essais sur le phénomène d'explosion vapeur en cuve.

Pour le phénomène hors cuve, la section 19.2.1 précise que les dispositions constructives de l'EPR, et notamment l'anneau d'étanchéité autour de la cuve, garantissent un puits de cuve et une zone d'étalement secs éliminant de ce fait tout risque d'explosion vapeur hors cuve.

### **3.3. ÉVALUATION PROBABILISTE**

L'approche probabiliste modélise le risque de perte du confinement suite à une explosion vapeur de 3 manières dans l'EPS de niveau 2.

D'une part, le risque de perte de l'enceinte par une explosion vapeur en cuve, qui projetterait le couvercle de la cuve vers l'enceinte est considéré avec une probabilité conditionnelle autour de  $10^{-4}$  selon les scénarios de fusion.

D'autre part, on considère un risque d'explosion vapeur en cuve qui induirait une rupture du fond de cuve et qui détériorerait le puits de cuve. La probabilité conditionnelle de tels scénarios est inférieure à  $10^{-4}$ . Dans ce cas, l'échec de l'étalement du corium en puit de cuve entraînerait potentiellement des rejets tardifs par échec du récupérateur de corium et percée du radier.

Compte-tenu de la probabilité de fusion, inférieure à  $10^{-6}$  d'après le sous-chapitre 18.1, des rejets précoces et importants causés par une explosion vapeur en cuve peuvent être considérés comme pratiquement éliminés.

Enfin, l'EPS de niveau 2 considère l'explosion vapeur hors cuve lorsqu'une rupture induite en branche chaude a eu lieu pour les scénarios de fusion en pression. Néanmoins, la probabilité conditionnelle est faible.

L'approche probabiliste confirme ainsi les conclusions de la section 19.2.1 et le risque de rejets précoces et importants suite à une explosion vapeur peut donc être considéré comme pratiquement éliminé.

1. Y compris les résultats de l'installation BERDA.



## **4. PRÉVENTION DE LA DÉTONATION D'HYDROGENE**

### **4.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.4 des Directives Techniques.

Les possibilités de concentrations locales élevées d'hydrogène doivent être empêchées autant que raisonnablement possible par la conception des structures internes de l'enceinte de confinement. Quand il n'est pas possible de démontrer que la concentration locale d'hydrogène reste en dessous de 10%, des critères spécifiques<sup>2</sup> pourraient être utilisés, pour autant qu'ils soient complètement justifiés et validés, pour démontrer l'absence de transitions déflagration-détonation et de déflagrations rapides ; dans le cas contraire, des dispositions adéquates doivent être mises en place telles que des parois renforcées des compartiments correspondants et de l'enceinte de confinement.

Une approche systématique et déterministe doit être réalisée par le concepteur pour la sélection des scénarios pertinents en termes de débits de relâchement d'hydrogène, en tenant compte des moyens de limitation des conséquences et il doit être prouvé que les scénarios sélectionnés sont enveloppes.

Concernant les moyens de limitation des conséquences, un concept utilisant uniquement des recombineurs sans mise en place d'igniteurs, avec une décharge directe du circuit primaire dans l'enceinte de confinement par l'intermédiaire d'un grand réservoir de décharge du pressuriseur avec deux lignes de décharge équipées de disques de rupture, les décharges étant dirigées vers les compartiments de deux pompes primaires, est acceptable en principe et doit pouvoir respecter les objectifs de sûreté mentionnés ci-dessus. Mais il doit être optimisé et la méthode de même que les outils utilisés pour la démonstration doivent être pleinement justifiés et validés.

Il est cependant souligné que des incertitudes significatives existent concernant la production d'hydrogène pendant les séquences d'accident grave ; ces incertitudes sont essentiellement liées à des phénomènes tels que le renoyage tardif d'un cœur partiellement endommagé à haute température, la coulée de matériaux du cœur fondu dans l'eau restant dans le plenum inférieur de la cuve du réacteur et les interactions entre le corium et les matériaux sacrificiels. Ces incertitudes appellent des études avec des codes et des modèles variés.

Notamment, des scénarios avec renoyage passif ou actif de même que des scénarios caractérisés par des relâchements d'hydrogène à plusieurs endroits doivent être traités dans la démonstration de l'efficacité et de la robustesse du concept de limitation des conséquences liées à l'hydrogène.

Il est souligné que les conséquences sur l'inflammabilité du mélange de la décroissance de la pression partielle de la vapeur à la suite de la mise en service du système d'évacuation de la chaleur de l'enceinte de confinement doivent être précisément étudiées par le concepteur, en considérant différents instants de démarrage de ce système.

### **4.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

Une description précise du système de réduction de concentration H<sub>2</sub> dans l'enceinte ETY, ainsi que les études démontrant son efficacité, sont disponibles dans la section 19.2.2.3.

En accident grave, le contrôle et la gestion de l'hydrogène de l'EPR reposent sur l'utilisation de « Recombineurs Auto-catalytiques Passifs » (RAP) installés dans l'enceinte, et sur l'homogénéisation de l'atmosphère (Voir section 6.2.4).

Sur la base des études principalement menées suivant le concept d'enceinte à une zone, on peut conclure ce qui suit :

- Les objectifs des « Directives Techniques » sont complètement satisfaits pour tous les scénarios représentatifs analysés.

2. Tels que le critère  $7 \lambda$  et le critère  $\sigma$ .

- Pour les scénarios « extrêmes » analysés : la pression de Combustion Complète Isochore Adiabatique AICC (Adiabatique, Isochore, Combustion Complète) reste inférieure à la pression de dimensionnement de l'enceinte (1 bar).
- La mise en service anticipée du circuit EVU en mode aspersion ne conduit pas à une augmentation du risque hydrogène.

Ni pour les scénarios représentatifs, ni pour les scénarios « extrêmes » ne se produisent des charges dynamiques (dues à la détonation ou à la déflagration rapide) sur l'enceinte. Par conséquent, la charge en pression sur l'enceinte est quasi-statique et couverte par la pression AICC.

Concernant le concept à deux zones (zones accessible et inaccessible – Voir section 9.4.5) qui a été retenu pour la conception de l'EPR, des études ont démontré qu'en cas de situation accidentelle, l'ouverture passive des dispositifs de séparation entre les deux zones (volets et disques de rupture) assure l'homogénéisation de l'atmosphère nécessaire à la mitigation du risque hydrogène dans des conditions proches d'une conception à une zone. Cette conclusion reste valable en cas de défaillance partielle du concept à 2 zones.

### **4.3. ÉVALUATION PROBABILISTE**

La probabilité d'occurrence des scénarios susceptibles de conduire à des rejets précoces importants du fait des détonations d'hydrogène est estimée à environ 1 par année réacteur.

Les points ci-dessus ainsi que ceux exposés dans le paragraphe 2 de la section 19.2.1 démontrent l'élimination pratique du risque de rejets précoces importants du fait de l'hydrogène.

## **5. PRÉVENTION DES BIPASSES DE L'ENCEINTE DE CONFINEMENT**

### **5.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.5 des Directives Techniques.

Comme indiqué dans la section A.1.3 des Directives Techniques, "Les séquences accidentelles (de fusion du cœur) avec bipasse du confinement ... doivent être "pratiquement éliminées" par des dispositions de conception ... dans le but d'assurer un isolement fiable et aussi à prévenir les défaillances."

Concernant le système d'injection de sécurité à basse pression et de refroidissement à l'arrêt (ISBP/RRA), le suivi continu de la pression et de la température dans les portions de tuyauteries situées entre les premiers et les seconds clapets d'isolement du circuit primaire qui sont maintenues à la pression des accumulateurs, fournirait une surveillance effective de l'étanchéité de ces clapets. Néanmoins, pour "éliminer pratiquement " les fusions du cœur avec bipasse du confinement dû à une fuite réaliste significative à travers ces deux clapets d'isolement, le concepteur doit justifier la capacité des vannes d'isolement motorisées situées sur les lignes d'injection de sécurité à l'extérieur de l'enceinte de confinement à arrêter un débit inverse (qui pourrait être diphasique). En tout état de cause, les portions de tuyauteries du système ISBP/RRA à l'extérieur de l'enceinte de confinement jusque et y compris les vannes d'isolement motorisées doivent être dimensionnées de telles sorte que leur intégrité soit maintenue dans les conditions du fluide primaire.

L'importance pour la sûreté, pendant le fonctionnement d'un système de refroidissement à l'arrêt, de l'étanchéité du clapet situé à l'aspiration du réservoir d'eau interne à l'enceinte de confinement ainsi que du clapet du système d'injection de sécurité à moyenne pression à l'intérieur de cette enceinte doit être aussi soulignée. Une attention spécifique doit être portée à la fermeture de ces clapets après une séquence de basculement du mode injection de sécurité au mode refroidissement à l'arrêt, en tenant compte de la présence possible de particules dans le débit traversant chacun de ces clapets au cours de l'injection de sécurité. En tout état de cause, des dispositions adéquates doivent être mises en place pour garantir l'intégrité des parties concernées du système d'injection de sécurité à l'extérieur de l'enceinte de confinement en cas de fuite à travers ces clapets.

Des exigences de conception rigoureuses doivent être appliquées aux parties du système de refroidissement à l'arrêt extérieures à l'enceinte de confinement de manière à prévenir des ruptures importantes dans ces parties du système. En outre, la capacité des vannes d'isolement à se fermer doit être prouvée pour toutes les tailles de brèche (jusqu'à la brèche guillotine), y compris avec un débit diphasique.

Concernant les brèches possibles des barrières thermiques des pompes primaires et du refroidisseur à haute pression du système de contrôle volumétrique et chimique, le concepteur doit justifier la taille de brèche maximale retenue de même que les dispositions mises en place pour la détection et l'isolement d'une telle brèche, même pour des conditions de débit diphasique.

Concernant les brèches possibles dans les échangeurs de chaleur du système ISBP/RRA, le concepteur doit aussi justifier la taille maximale de brèche retenue et évaluer les conséquences d'une telle brèche sur les circuits du système de refroidissement intermédiaire en termes de montée en pression et en température.

Pour ce qui concerne les séquences de fusion du cœur qui pourraient survenir pendant les états d'arrêt alors que le bâtiment de confinement est ouvert, le concepteur doit préciser les différentes phases des états d'arrêt pour lesquelles cette ouverture est autorisée. Il serait judicieux que l'enceinte de confinement soit maintenue fermée avec le système de mise en dépression de l'espace entre enceintes en fonctionnement au moins dans les états A, B et C (avec une température primaire supérieure à  $100^{\circ}\text{C}$ ) de même que dans l'état D avant la phase de rechargement. Le côté secondaire des générateurs de vapeur serait également maintenu fermé et les dispositifs d'isolement de l'enceinte de confinement seraient opérationnels dans les mêmes phases des états A, B et C (avec une température primaire supérieure à  $100^{\circ}\text{C}$ ) et dans l'état D avant la phase de rechargement. En tout état de cause, le concepteur doit montrer que, pour des séquences accidentelles représentatives, l'enceinte de confinement serait fermée de manière fiable avant que des relâchements radioactifs significatifs puissent intervenir à l'intérieur de l'enceinte de confinement ; cette exigence concerne notamment le tampon matériel.

Pour ce qui concerne les situations accidentelles de fusion du cœur avec une fuite significative des tubes des générateurs de vapeur (jusqu'à une rupture multiple de tubes de générateurs de vapeur), les situations suivantes doivent être étudiées : rupture simple ou multiple de tubes de générateurs de vapeur avec perte des systèmes nécessaires pour faire face à cette rupture, rupture simple ou multiple de tubes de générateurs de vapeur avec défaillance de la fermeture de la vanne d'isolement de vapeur principale correspondante, rupture d'une tuyauterie de vapeur avec fuites de tubes du générateur de vapeur associé, ouverture intempestive d'une soupape de sûreté secondaire avec des fuites de tubes du générateur de vapeur associé. Étant donné que les séquences de fusion du cœur avec défaillances subséquentes de tubes de générateurs de vapeur doivent être "pratiquement éliminées", les scénarios conduisant à une circulation naturelle à travers les boucles primaires et les générateurs de vapeur doivent aussi être étudiés avec précision avec des codes validés adéquats.

## **5.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

Les directives techniques conduisent à considérer 5 catégories de scénarios de fusion du cœur avec bipasse du confinement :

- les APRP extérieurs enceinte, non-isolables, non compensables par une pompe RCV et qui conduisent donc à une fusion du cœur par vidange de la piscine IRWST,
- les RTGV ou RTV induisant une RTGV évoluant en situation de fusion du cœur suite à des défaillances multiples diverses,
- les séquences de fusion à haute pression qui conduisent à une RTGV induite suite à l'échec des actions de dépressurisation,
- les séquences de fusion avec TAM ouvert et non refermable avant des rejets importants,
- les séquences de fusion TAM fermé et défaillance de l'isolement enceinte.

Pour les APRP extérieur enceinte non-isolables (hors brèche sur le RIS-RA en mode RA), une analyse des scénarios de fuite a été réalisée afin d'identifier les dispositions permettant de prévenir le risque

de fusion du cœur dans ces situations par isolement du bypass. Ces dispositions, de nature matérielle ou organisationnelle, sont listées ci-dessous et figurent dans le tableau [TAB-19.2.4.2](#), avec les scénarios qu'elles permettent de couvrir.

Pour les APRP extérieur enceinte non-isolables (hors brèche sur le RIS-RA en mode RA), des dispositions matérielles et organisationnelles permettent de prévenir l'apparition d'une telle brèche :

- Dispositions matérielles passives :
  - isolement passif de la charge RCV par fermeture de clapets d'isolement,
  - isolement passif de la ligne RCV d'injection aux joints des GMPP,
  - isolement passif des lignes d'injection ISBP et ISMP par fermeture de clapets. A noter qu'en cohérence avec les Directives Techniques (section E 2.2.5), un suivi continu de la pression et de la température dans les portions de tuyauteries situées entre les premiers et seconds clapets est assuré via des alarmes.
  - isolement passif des lignes d'injection RBS par fermeture de clapets ; il s'agit d'une disposition matérielle passive.
- Dispositions matérielles automatiques :
  - isolement automatique de la décharge RCV par fermeture de vannes motorisées,
  - dépressurisation du RCP par l'ouverture des soupapes pressuriseur en cas de surpression du RCP en mode RA,
  - isolement automatique de la barrière thermique des GMPP par fermeture de vannes motorisées.
- disposition organisationnelle : Isolement manuel de la ligne RIS d'injection branche chaude via des vannes motorisées ; cette disposition organisationnelle relève de la conduite normale.

Le cas particulier des APRP extérieur enceinte sur le système RIS-RA en mode RA est développé dans les études déterministes dans les sections 15.2.4q et 15.2.4r. Le signal d'isolement automatique du train affecté sur haut niveau dans le BAS permet de mitiger ce risque de bypass.

Pour les RTGV, les dispositions de conception retenues sur l'EPR permettent de réduire le risque de fusion du cœur suite à une RTGV avec échec de l'isolement GV grâce à l'isolement des VIV depuis la salle de commande ou en local, et à l'isolement VDA par relèvement du point de consigne VDA ou fermeture de sa vanne d'isolement. Les études déterministes correspondantes sont documentées dans les sous-chapitres 15.2 et 19.1.

En ce qui concerne les RTGV induites suite à fusion du cœur, les dispositions relatives à l'élimination pratique des scénarios de fusion du cœur à haute pression ainsi que l'isolement systématique des GV à l'entrée en AG contribuent à réduire le risque de RTGV induite pendant l'accident grave.

Pour limiter les séquences de fusion avec Tampon d'Accès Matériel (TAM) ouvert, celui-ci est fermé pendant certains états. De plus, le TAM peut être fermé de manière fiable, y compris en situation de MDTE.

Pour limiter le risque de fusion avec échec de l'isolement de l'enceinte, les vannes intérieures et extérieures d'isolement enceinte peuvent être alimentées par batteries. L'isolement des traversées de l'enceinte à l'entrée en AG permet de réduire le risque de fusion avec échec de l'isolement enceinte.

### **5.3. VOLET PROBABILISTE**

L'analyse complète des scénarios de brèches extérieurs enceinte et non isolables est effectuée dans la section 18.1.3 et la fréquence est évaluée à  $\square/a.r.$

Les séquences de RTGV ou RTV+RTGV avec fusion du cœur, suite à des défaillances multiples telles que l'échec de l'isolement du GV ou du ref max, conduisent à des situations de fusion avec bypass

avec une fréquence de  $\square$ / a.r. Ce résultat renforce la démonstration déterministe proposée dans les études d'accidents et permet de considérer ces situations comme pratiquement éliminées.

Les séquences de fusion qui conduiraient à une RTGV induite pendant l'accident grave correspondent seulement aux scénarios de fusion en pression avec échec de la dépressurisation ultime AG et RTGV induite, avant la rupture en branche chaude qui est, elle, beaucoup plus probable. Les scénarios de fusion en pression étant d'ores et déjà pratiquement éliminés (voir § 1.), ces situations sont également pratiquement éliminées.

Les situations de fusion avec TAM ouvert sont quantifiées dans l'EPS de niveau 2 et présentées dans le sous-chapitre 18.2. La probabilité de tels scénarios est de  $\square$ /a.r. Compte-tenu des regroupements des états de fonctionnement dans le modèle EPS qui ne permettent pas de valoriser les prescriptions relatives à l'ouverture du TAM, ce résultat probabiliste est considéré comme conservatif.

Les situations de fusion du cœur avec échec de l'isolement enceinte sont quantifiées dans l'EPS de niveau 2 et présentées dans le sous-chapitre 18.2. La probabilité de tels scénarios est évaluée à  $\square$ /a.r. Compte-tenu de la modélisation actuelle de l'isolement enceinte, ce résultat est considéré conservatif (voir sous-chapitre 18.2).

## **6. PRÉVENTION DE LA FUSION DU COMBUSTIBLE DANS LA PISCINE DE DÉSACTIVATION**

### **6.1. APPROCHE RECOMMANDÉE PAR LES DIRECTIVES TECHNIQUES**

Les objectifs de sûreté suivants sont issus de la section E 2.2.6 des Directives Techniques.

Dès lors que la piscine du combustible usé n'est pas située dans l'enceinte de confinement, il doit être démontré que les conditions de fusion du combustible usé dans la piscine sont « pratiquement éliminées ». Cette démonstration doit considérer le cas d'un séisme.

### **6.2. DISPOSITIONS RETENUES ET ÉTUDES ASSOCIÉES**

Le système de refroidissement de l'eau de la piscine combustible (PTR) assure la fonction d'évacuation de la chaleur résiduelle des assemblages combustible usés entreposés dans la piscine de désactivation (voir section 9.1.3). Le système PTR, classé sismique conformément à la section 3.2.2, consiste en :

- deux trains principaux identiques mais indépendants, chacun équipé de deux pompes et d'un échangeur thermique, et refroidis par le système RRI,
- une troisième file, équipée d'une pompe, d'un échangeur thermique et d'une chaîne de refroidissement diversifiés par rapport aux trains principaux. Cette chaîne de refroidissement peut être refroidie par une source froide ultime, diversifiée elle aussi.

Par ailleurs, le système d'appoint de secours JAC/JPI, classé sismique conformément à la section 3.2.2, permet d'assurer l'absence de découvrement des assemblages entreposés ou en cours de manutention en cas de perte totale du système PTR.

Les files PTR principales, la troisième file PTR, le système d'appoint de secours ainsi que leurs systèmes supports (RRI, SRU...) assurent donc la prévention du risque de fusion du combustible usé en piscine de désactivation en cas de perte de refroidissement de cette dernière.

Pour le risque de vidange, des dispositions spécifiques ont été prises pour garantir l'absence de découvrement direct de l'assemblage combustible entreposé ou en cours de manutention. Ainsi, les lignes de fond de piscine dans les compartiments voisins sont équipés d'un isolement automatique classé F1A (voir section 9.1.3), la piscine de désactivation ne comportant pas pour sa part de tuyauteries en fond de piscine. Des casse-siphons permettent de réduire également le risque de vidange conduisant au découvrement direct du combustible.

Lorsque la vidange est maîtrisée, l'appoint d'eau par la bêche JAC, classé sismique conformément à la section 3.2.2, peut être valorisé pour retrouver un niveau d'eau compatible avec la reprise du refroidissement PTR.

Ces choix de conception, détaillés dans la section 9.1.3, permettent d'éliminer pratiquement le risque de fusion du combustible dans la piscine de désactivation.

La démarche d'identification des dispositions assurant l'élimination pratique de ce risque repose sur une démarche déterministe. Dans ce cadre, les études d'accident documentées dans les sous-chapitres 15.2 et 19.1 permettent l'identification des dispositions assurant l'élimination pratique du risque de fusion dans la piscine de désactivation pour chaque transitoire étudié.

### **6.3. ÉVALUATION PROBABILISTE**

Les évaluations probabilistes présentées au sous-chapitre 18.1 confirment qu'avec les dispositions de conception retenues, le risque de fusion des assemblages combustible en piscine de désactivation consécutif à une perte totale du refroidissement ou une vidange accidentelle de la piscine est estimé à  $10^{-6}$  par année réacteur et peut être considéré comme « pratiquement éliminé » (Voir sous-chapitre 18.1).

### **7. CONCLUSION**

Conformément à l'objectif énoncé en introduction, les analyses présentées dans les paragraphes précédents, qui valorisent les dispositions constructives retenues à la conception sur EPR, permettent de conclure que les différents événements susceptibles de conduire à des rejets précoces importants sont « pratiquement éliminés ».

Les études probabilistes de sûreté complètent les analyses déterministes et permettent de conforter la démonstration de l'élimination pratique des séquences concernées.

**LISTE DES RÉFÉRENCES**

**[1]** Note AREVA D02-ARV-01-087-141 A “EPR FA3 – Heterogeneous boron dilution resulting from an improper reactor coolant pump startup “

**[2]** Note AREVA PEPD-F DC 28 E « EPR FA3 Heterogeneous boron dilution during accidents in shutdown states »

**[3]** Note EDF D305914011120 A “Synthèse des calculs complémentaires de dilution inhérente pour le réacteur EPR FA3 - Analyse de robustesse du scénario de référence”

**[4]** Note AREVA D02-ARV-01-079-610 C “EPR FA3 – Dilution inhérente : évaluation de la taille du bouchon d’eau claire et de la séquence de reprise de la circulation naturelle entraînant des conséquences inacceptables pour le combustible/coeur “

**[5]** Note AREVA D02-ARV-01-088-943 B “EPR FA3 – Analyses complémentaires à l’étude de dilution hétérogène inhérente en APRP BI – Transitoires cinétiques – Partie 2”

**TAB-19.2.4.1 DISPOSITIONS IDENTIFIÉES POUR LA PRÉVENTION DU RISQUE DE FUSION DU COEUR ASSOCIÉ AUX SITUATIONS DE DILUTION HÉTÉROGÈNE EXTERNE ET SCÉNARIOS ASSOCIÉS**

Disposition	Scénario associé
<b>Disposition matérielle</b>	
Isolement automatique du réservoir RCV, de la station d'hydrogénation et de la décharge BP RIS-RA	□
Isolement passif des lignes d'injection ISBP et ISMP	□
Isolement passif de la ligne d'injection accumulateur RIS	□
<b>Dispositions organisationnelles</b>	
Isolement manuel des deux échangeurs Haute Pression du RCV	□
Isolement manuel de la décharge Haute Pression du RCV	□
Isolement manuel de l'échangeur RIS-RA	□
Confirmation de l'isolement de l'échangeur des garnitures de pompes RIS-RA	□
Contrôle de l'utilisation d'eau déminéralisée en maintenance	□
Démarrage de la pompe ISBP sur la ligne petit débit avant lignage du RIS en mode RA	□
Démarrage de la pompe ISMP sur la ligne petit débit après maintenance	□
Contrôle de la concentration en bore des accumulateurs RIS après appoint ou maintenance	□
Contrôle de la concentration en bore du réservoir de préparation REA avant transfert	□





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 2.4

PAGE 19/20

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

Contrôle de la concentration en bore des bâches RBS après appoint ou maintenance

□

Isolement manuel de l'échantillonnage REN sur le RCP

□

Isolement manuel de la barrière thermique des GMPP (RRI)

□

Confirmation de l'isolement de la barrière thermique des GMPP

□

Drainage du RCP par le RCV après maintenance

□

**TAB-19.2.4.2 DISPOSITIONS IDENTIFIÉES POUR LA PRÉVENTION DU RISQUE DE FUSION DU COEUR ASSOCIÉ AUX SITUATIONS D'APRP NON-ISOLABLE À L'EXTÉRIEUR DE L'ENCEINTE (HORS BRÈCHE SUR LE RIS-RA EN MODE RA) ET SCÉNARIOS ASSOCIÉS**

Disposition	Scénario associé
<b>Dispositions matérielles passives</b>	
Isolement passif de la charge RCV	☐
Isolement passif de la ligne RCV d'injection aux joints des GMPP	☐
Isolement passif des lignes d'injection ISBP et ISMP	☐
Isolement passif des lignes d'injection RBS	☐
<b>Dispositions matérielles automatiques</b>	
Isolement automatique de la décharge RCV	☐
Dépressurisation du RCP	☐
Isolement automatique de la barrière thermique des GMPP	☐
<b>Disposition organisationnelle</b>	
Isolement manuel de la ligne RIS d'injection branche chaude	☐

## **19.3 ÉTUDES SPÉCIFIQUES**

### **19.3.1 GÉNÉRALITÉS – ÉVÉNEMENTS ÉTUDIÉS**

### **19.3.2 ÉTUDES D'ACCIDENTS**

### **19.3.3 INTERACTION PASTILLE-GAINE**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.1

PAGE 1/2

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**SOMMAIRE**

**.19.3.1 GÉNÉRALITÉS – ÉVÉNEMENTS ÉTUDIÉS . . . . . 2**

### .19.3.1 GÉNÉRALITÉS – ÉVÉNEMENTS ÉTUDIÉS

Ce sous-chapitre présente les analyses d'évènements « exclus » des évènements de dimensionnement PCC mais étudiés au titre de la défense en profondeur, de manière à introduire des marges de sécurité supplémentaires dans la conception de certains systèmes et composants et de s'assurer qu'il n'y a pas d'effet « falaise ».

Les évènements concernés sont :

- la rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie du circuit primaire principal (APRP 2A), événement exclu des évènements de dimensionnement PCC en raison de l'application de la démarche d'exclusion de rupture,
- la rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie vapeur (RTV 2A), qui, bien que les ruptures des tuyauteries vapeur principales puissent être exclues en raison du concept d'exclusion de rupture, est étudiée selon les règles PCC-4, comme enveloppe de toutes les défaillances pouvant survenir sur une quelconque tuyauterie raccordée aux tuyauteries vapeur principales,
- la vidange de 2 générateurs de vapeur résultant de la rupture des tuyauteries vapeur non protégées contre la chute d'un aéronef.

Par ailleurs, ce sous-chapitre présente l'étude de l'interaction pastille-gaine (IPG).



**RAPPORT DE SURETE**  
**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE : 19

SECTION : 3.2

PAGE : 1/1

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## **19.3.2 ÉTUDES D'ACCIDENTS**

### **19.3.2.0 EXIGENCES**

### **19.3.2.1 ÉTUDES D'ACCIDENTS**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.0

PAGE 1/2

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**SOMMAIRE**

**.19.3.2.0 EXIGENCES . . . . . 2**

**.19.3.2.0 EXIGENCES**

Pour les événements de rupture doublement débattue d'une tuyauterie du circuit primaire principal (APRP 2A) ou d'une tuyauterie vapeur (RTV 2A) :

- La pression et la température de l'enceinte doivent rester inférieures à la pression et à la température de dimensionnement de l'enceinte.
- La pression et la température dans l'enceinte doivent rester inférieures à la pression et à la température de qualification des matériels situés à l'intérieur de l'enceinte.

Pour la vidange simultanée de deux générateurs de vapeur résultant de la rupture de tuyauteries vapeur  , les critères à respecter sont liés aux rejets radiologiques des événements PCC-4 (voir section 15.0.2).





## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE : 19

SECTION : 3.2.1

PAGE : 1/1

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

### 19.3.2.1 ÉTUDES D'ACCIDENTS

19.3.2.1A BRÈCHE PRIMAIRE GUILLOTINE DOUBLEMENT DÉBATTUE (APRP 2A)

19.3.2.1B VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À L'ACCIDENT DE CHUTE D'AVION

19.3.2.1C RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR GUILLOTINE DOUBLEMENT DÉBATTUE (RTV 2A)

**SOMMAIRE**

<b>.19.3.2.1A BRÈCHE PRIMAIRE GUILLOTINE DOUBLEMENT DÉBATTUE (APRP 2A)</b>	<b>5</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES REDOUTÉS ET CRITÈRES D'ÉTUDES</b>	<b>5</b>
<b>2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT</b>	<b>5</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE</b>	<b>7</b>
<b>3. MOYENS DE PROTECTION</b>	<b>7</b>
<b>4. DÉFINITION DU CAS ÉTUDIÉ</b>	<b>8</b>
<b>5. MÉTHODE ET CODES DE CALCULS</b>	<b>8</b>
<b>5.1. UTILISATION DU CODE <span style="color: red;">□</span></b>	<b>8</b>
<b>5.1.1. CALCUL SYSTÈME</b>	<b>8</b>
<b>5.1.2. CALCUL ASSEMBLAGE CHAUD</b>	<b>8</b>
<b>5.1.3. CALCUL THERMOMÉCANIQUE CRAYON CHAUD</b>	<b>8</b>
<b>5.2. ANALYSE DU RISQUE DE RUPTURE DE LA GAINÉ DES CRAYONS COMBUSTIBLE</b>	<b>9</b>
<b>5.3. ANALYSE DU RISQUE D'ENDOMMAGEMENT DES ASSEMBLAGES DU COMBUSTIBLE</b>	<b>9</b>
<b>6. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES</b>	<b>9</b>
<b>6.1. ÉTAT INITIAL</b>	<b>9</b>
<b>6.2. AGGRAVANT ET MAINTENANCE PRÉVENTIVE</b>	<b>9</b>
<b>6.3. HYPOTHÈSES CŒUR</b>	<b>10</b>
<b>6.4. HYPOTHÈSES SYSTÈME FLUIDE ET RÉGULATION</b>	<b>10</b>
<b>6.5. HYPOTHÈSES PROTECTIONS</b>	<b>11</b>
<b>7. ANALYSE DU RISQUE DE RUPTURE : RÉSULTATS</b>	<b>12</b>
<b>7.1. DESCRIPTION DU TRANSITOIRE</b>	<b>12</b>
<b>7.1.1. DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE PIQUÉE EN HAUT DU CŒUR</b>	<b>12</b>
<b>7.1.2. DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE PIQUÉE À MI CŒUR</b>	<b>13</b>
<b>7.2. ANALYSE DES CALCULS DE CRAYONS ENVELOPPE</b>	<b>13</b>
<b>7.3. CONCLUSION</b>	<b>13</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 2/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

<b>8. ANALYSE DU RISQUE D'ENDOMMAGEMENT DES ASSEMBLAGES</b>	
<b>COMBUSTIBLE</b> . . . . .	<b>13</b>
<b>9. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE</b> . . . . .	<b>14</b>
<b>10. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION</b> . .	<b>14</b>
<b>11. CONCLUSION</b> . . . . .	<b>16</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.3.2.1A.1</b>	<b>APRP 2A – CONDITIONS INITIALES .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.2</b>	<b>APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>18</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.3</b>	<b>APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE MI CŒUR – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS .....</b>	<b>19</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.4</b>	<b>DISTRIBUTIONS AXIALES DE PUISSANCE DES CRAYONS ENVELOPPE – HAUT DU CŒUR .....</b>	<b>20</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.5</b>	<b>DISTRIBUTIONS AXIALES DE PUISSANCE DES CRAYONS ENVELOPPE – MI CŒUR.....</b>	<b>21</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.6</b>	<b>RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE HAUT DU CŒUR VIS-À-VIS DES RUPTURES DE GAINÉ .....</b>	<b>22</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.7</b>	<b>RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE MI CŒUR VIS-À-VIS DES RUPTURES DE GAINÉ .....</b>	<b>23</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.8</b>	<b>RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE HAUT DU CŒUR VIS-À-VIS DES PICS DE TEMPÉRATURES DE GAINÉ ET D'OXYDATION .....</b>	<b>24</b>
<b>TAB-19.3.2.1A.9</b>	<b>RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE MI CŒUR VIS-À-VIS DES PICS DE TEMPÉRATURES DE GAINÉ ET D'OXYDATION .....</b>	<b>26</b>

**FIGURES :**

<b>FIG-19.3.2.1A.1</b>	<b>RÉPARTITION DES ASSEMBLAGES SELON LEUR FΔH ET LEUR ÉPUISEMENT – RÉPARTITION DES ASSEMBLAGES SELON LEUR FQ ET LEUR ÉPUISEMENT .....</b>	<b>28</b>
<b>FIG-19.3.2.1A.2</b>	<b>APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE – PRESSIONS À LA BRÈCHE ET DANS L'ENCEINTE .....</b>	<b>29</b>
<b>FIG-19.3.2.1A.3</b>	<b>APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL EN ENTRÉE DU CŒUR MOYEN – DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU CŒUR MOYEN .....</b>	<b>30</b>
<b>FIG-19.3.2.1A.4</b>	<b>APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL RIS ET DEBIT À LA BRECHE – MASSE TOTALE D'EAU DU CIRCUIT PRIMAIRE .....</b>	<b>31</b>

<b>FIG–19.3.2.1A.5 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR – NIVEAU TASSÉ DANS L’ESPACE ANNULAIRE.....</b>	<b>32</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.6 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – PUISSANCE NORMALISÉE DANS LE CŒUR.....</b>	<b>33</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.7 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL EN ENTRÉE DES ASSEMBLAGES CHAUDS DE RÉSIDENCE – DÉBIT TOTAL EN SORTIE DES ASSEMBLAGES CHAUDS DE RÉSIDENCE.....</b>	<b>34</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.8 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – COTE DU FRONT DE TREMPÉ DES ASSEMBLAGES CHAUD DE RÉSIDENCE – MASSE TOTALE D’EAU DANS LES ASSEMBLAGES CHAUDS DE RÉSIDENCE.....</b>	<b>35</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.9 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – PRESSIONS INTERNES DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FAIBLE ÉPUISEMENT – ENVELOPPE DE TEMPÉRATURE DE GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FAIBLE ÉPUISEMENT .....</b>	<b>36</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.10 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – ENVELOPPE DES DÉFORMATIONS DE LA GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FAIBLE ÉPUISEMENT.....</b>	<b>37</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.11 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – PRESSIONS INTERNES DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FORT ÉPUISEMENT – ENVELOPPE DE TEMPÉRATURE DE GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FORT ÉPUISEMENT.....</b>	<b>38</b>
<b>FIG–19.3.2.1A.12 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE HAUT DU CŒUR – ENVELOPPE DE DÉFORMATIONS DE LA GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FORT ÉPUISEMENT.....</b>	<b>39</b>

### **.19.3.2.1A BRÈCHE PRIMAIRE GUILLOTINE DOUBLEMENT DÉBATTUE (APRP 2A)**

L'étude présentée a été menée en deux étapes. Une première étude a été menée en se basant sur un jeu de données intermédiaire. Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier l'absence d'impact sur le respect des critères de sûreté.

#### **1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

Un Accident de Perte de Réfrigérant Primaire (APRP) résulte d'une brèche sur les tuyauteries primaires ou sur les lignes connectées aux boucles primaires, en aval du premier organe d'isolement.

Cette section traite des APRP par rupture guillotine doublement débattue de la tuyauterie primaire (APRP 2A).

Les tuyauteries primaires de l'EPR FA3 répondant aux exigences d'exclusion de rupture, les ruptures de ces tuyauteries ne sont pas envisagées dans les analyses de dimensionnement, décrites dans le chapitre 15 du Rapport de Sûreté.

La rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie primaire est néanmoins étudiée, en tant qu'étude spécifique dans le chapitre 19.

Un APRP a les conséquences suivantes :

- à court terme, il conduit à des chargements mécaniques sur les internes de la cuve du réacteur, sur les composants du circuit primaire, et sur les supports associés (aspects traités dans le sous-chapitre 3.6) ;
- il induit une dépressurisation du circuit primaire et une perte d'inventaire en eau primaire, pouvant conduire à moyen terme à un dénoyage du cœur tant que l'apport d'eau par le système d'injection de sécurité est insuffisant et, en conséquence, à un endommagement des gaines des crayons combustible ;
- pendant la phase de refroidissement par le secondaire en conduite post-accidentelle, l'accident peut conduire à la formation et à l'accumulation de bouchons d'eau claire (bouchons à faible concentration en bore) liées à la condensation de vapeur sur les tubes des Générateurs de Vapeur (GV), puis à leur mise en circulation vers la cuve du réacteur, ce qui constitue un risque de retour en criticité du cœur (phénomène de dilution hétérogène inhérente en APRP) ;
- la masse et l'énergie du fluide primaire déchargées dans l'enceinte conduisent d'une part à une surpression et à un échauffement dans l'enceinte (aspects traités dans la section 6.2.1), et d'autre part à la dispersion de substances radioactives dans l'enceinte (conséquences radiologiques traitées dans le sous-chapitre 15.3).

La présente étude vise à évaluer, sur la base d'hypothèses réalistes, d'une part le taux de rupture des crayons combustible, donnée amont nécessaire à l'évaluation des doses intégrées par les matériels en vue de leur qualification, et au-delà à l'évaluation des conséquences radiologiques pour les populations, et d'autre part les marges vis-à-vis des critères APRP proprement dit.

#### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES REDOUTÉS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

##### **2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT**

L'accident analysé est un accident de perte de réfrigérant primaire par rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie primaire (APRP 2A). La rupture est située de façon pénalisante sur une branche froide entre le Groupe Motopompe Primaire (GMPP) et la cuve du réacteur.

Le transitoire consécutif à cet accident se décompose usuellement en quatre phases :

- La phase de dépressurisation du circuit primaire débute dès l'ouverture de la brèche et se termine quand la pression primaire atteint l'équilibre avec la pression dans l'enceinte. Le débit à la brèche, d'abord élevé, atteint rapidement le débit critique, et décroît avec la pression primaire. La baisse de pression conduit très rapidement à l'apparition d'un taux de vide élevé dans le cœur. La dégradation de l'échange avec le fluide conduit à une augmentation des températures de gaine, avant que le rétablissement de débit dans le cœur ne permette de refroidir ces gaines (pic de décompression). Durant cette phase, sous l'effet conjugué de l'augmentation de la température de la gaine et de l'augmentation de l'écart de pression (pression interne crayon – pression primaire), c'est-à-dire de la contrainte mécanique, la gaine des crayons peut commencer à se déformer par fluage. Pendant cette phase, la pression primaire chute jusqu'aux seuils de basse (MIN2p) puis très basse pression (MIN3p) au pressuriseur enclenchant successivement les signaux d'arrêt automatique du réacteur (AAR) et le signal IS qui conduit au démarrage des pompes d'injection de sécurité moyenne et basse pressions (ISMP et ISBP). Les pompes primaires sont arrêtées sur « Signal IS et Bas  $\Delta P$  aux bornes des pompes ». Côté secondaire, le compte-rendu d'AAR provoque la fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit de l'eau alimentaire et le déclenchement de la turbine. Dès que la pression primaire franchit leur pression de tarage, les accumulateurs commencent à se décharger dans le circuit primaire.
- La phase de remplissage du plenum inférieur débute avant la fin de la dépressurisation du circuit primaire, quand l'eau injectée par les accumulateurs commence à descendre dans l'espace annulaire. Elle se termine quand le niveau d'eau atteint le bas du cœur. Pendant cette phase, le cœur est totalement dénoyé, l'échange médiocre avec la vapeur surchauffée conduit à une nouvelle augmentation de la température des gaines du combustible.
- Le renoyage démarre lorsque le fond de cuve est suffisamment rempli et que la hauteur motrice dans l'espace annulaire est suffisante pour permettre la pénétration de l'eau injectée par les accumulateurs dans le cœur. Il consiste en une première phase de renoyage fortement oscillant suivie d'une phase de renoyage stabilisé. En effet, les premiers instants du renoyage sont caractérisés par l'apparition de phénomènes violents dans le cœur : la pénétration d'eau froide dans le cœur surchauffé provoque une vaporisation massive, conduisant à des variations de pression et à des expulsions de vapeur dans le plenum supérieur et dans le plenum inférieur. Cette phase est appelée phase de renoyage oscillant. Ce phénomène de vaporisation/expulsion se répète, perdant progressivement de sa violence au fur et à mesure du déstockage de l'énergie du cœur et de l'affaiblissement des débits en provenance des accumulateurs. Durant cette phase, ces phénomènes d'oscillation ont un effet légèrement favorable au refroidissement des gaines. C'est pendant cette période qu'apparaît le 1<sup>er</sup> pic de température de gaine de renoyage. Succédant à la phase précédente de phénomènes violents, s'établit un régime plus stable de renoyage gouverné par la force motrice constituée par la différence de hauteur d'eau entre l'espace annulaire, alimenté par l'ISBP, et le cœur. Cette phase est appelée phase de renoyage stabilisé. C'est pendant cette période qu'intervient le 2<sup>nd</sup> pic de température de gaine de renoyage. L'entraînement de gouttelettes avec la vapeur produite au-dessus du front de trempé permet de refroidir les gaines du combustible ; mais tant que le front de trempé n'a pas suffisamment progressé, la température des gaines dans la partie haute du cœur continue de croître, avant de bénéficier de ce refroidissement.

Pendant le transitoire accidentel décrit ci-dessus peut apparaître le phénomène de ballonnement et de rupture de la gaine des crayons combustible, lié au comportement thermomécanique de la gaine. Ce phénomène dépend fortement :

- des conditions thermohydrauliques appliquées aux gaines des crayons combustible,
- du comportement des gaines vis-à-vis de la déformation et de la rupture,
- de la température de gaine au cours du transitoire et donc de la puissance maximale du crayon combustible,
- de la pression initiale du jeu pastille/gaine, qui dépend des historiques de puissance et de la quantité de gaz de fissions. La pression du jeu dépend notamment de la puissance moyenne et de l'épuisement du crayon combustible.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDE**

Dans le cadre de l'étude APRP 2A, il est nécessaire de vérifier que le taux de rupture des crayons combustible est inférieur à 10 %, valeur de découplage pour l'évaluation des doses intégrées par les matériels en vue de leur qualification dans l'enceinte.


Plus généralement, les critères de découplage suivants, relatifs à l'endommagement des assemblages du combustible, à la tenue de l'enceinte et à la capacité de refroidissement du cœur à long terme listés ci-après doivent être satisfaits pour l'étude APRP 2A (voir paragraphe 2 du sous-chapitre 15.0) :

- 1) La température maximale de gaine doit rester inférieure à 1200 °C ;
- 2) L'oxydation maximale de la gaine doit rester inférieure à 17 % de l'épaisseur de gaine ;
- 3) La structure géométrique du cœur ne doit pas être détériorée, afin que le refroidissement du cœur puisse être convenablement assuré ;
- 4) L'intégrité de l'enceinte doit être assurée :
  - La génération maximale d'hydrogène doit rester inférieure à 1 % de la quantité qui serait dégagée par l'oxydation complète des gaines ;
  - La vérification de la pression maximale dans l'enceinte est traitée au paragraphe 3 de la section 6.2.1 ;
- 5) Le refroidissement à long terme doit être assuré en garantissant l'absence de cristallisation du bore dans le cœur (cet aspect est traité dans le paragraphe 3 de la section 6.2.1 :
  - la température du cœur doit être maintenue à une valeur basse acceptable ;
  - la puissance résiduelle doit être évacuée.

L'étude, objet du présent chapitre, vise d'une part à vérifier la valeur de découplage relative au nombre et à la nature des crayons rompus, et d'autre part à vérifier les quatre premiers critères relatifs à l'endommagement des assemblages du combustible pour la phase court terme (hormis le critère de pression maximale d'enceinte traité par ailleurs).

## **3. MOYENS DE PROTECTION**

Les moyens de protection automatiques qui peuvent être sollicités sont les suivants :

- arrêt automatique du réacteur sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (MIN2p), ou sur signal « Bas RFTC » ;
- fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit de l'eau alimentaire normale des GV sur compte-rendu d'AAR ;
- signal IS sur « Basse Pression Pressuriseur » (MIN3p) qui provoque en particulier le démarrage des  RIS, isole la décharge et provoque un isolement « niveau 1 » de l'enceinte ;
- isolement des lignes à petit débit de l'ARE sur « Haut Niveau GV Gamme Étroite » (MAX0p) ;
- alimentation de secours des GV :
  - démarrage sur « Bas Niveau GV Gamme Large » (MIN2p) ou sur « Signal IS + MDTE » ;
  - isolement sur « Haut Niveau GV Gamme Large » (MAX1p) ;
- déclenchement des Groupes Motopompes Primaires (GMPP) sur « Signal IS + Bas ΔP aux bornes des pompes ».



## **4. DÉFINITION DU CAS ÉTUDIÉ**

L'accident analysé est un accident de perte de réfrigérant primaire par rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie primaire. La rupture est située de façon pénalisante sur une branche froide entre le Groupe Motopompe Primaire (GMPP) et la cuve du réacteur.

L'ouverture de la brèche se produit de façon instantanée, et la contre-pression enceinte est calculée tout au long du transitoire.

## **5. MÉTHODE ET CODES DE CALCULS**

### **5.1. UTILISATION DU CODE []**

L'étude est basée sur des simulations de transitoires []. Ces simulations se déroulent selon trois étapes successives, correspondant chacune à une échelle différente du cœur : le calcul système correspond à l'échelle de l'ensemble du réacteur, le calcul assemblage chaud à l'échelle d'un assemblage combustible, et le calcul thermomécanique crayon chaud à l'échelle d'un crayon combustible.

#### **5.1.1. Calcul système**

Un premier calcul [] permet de déterminer le transitoire thermohydraulique d'ensemble (calcul système).

Ce calcul utilise une modélisation complète du circuit primaire, des générateurs de vapeur, et les conditions aux limites importantes ; les caractéristiques du cœur sont celles d'un crayon moyen représentatif de la première gestion FA3.

[]

Aux modèles [] relatifs au calcul système est appliquée une pénalisation du type MDR pour les grosses brèches (Méthode Déterministe Réaliste).

[]

#### **5.1.2. Calcul assemblage chaud**

Un second calcul (calcul assemblage chaud) est réalisé [] pour déterminer les hydrauliques des assemblages chauds de résidence AR1 et AR2, dans lesquelles seront baignés les crayons chauds enveloppe. Ce calcul utilise en conditions aux limites du cœur les données issues du calcul système. Les débits transverses échangés entre l'assemblage et le reste du cœur sont modélisés lors de ce calcul.

[]

#### **5.1.3. Calcul thermomécanique crayon chaud**

Le calcul de la thermomécanique des crayons chauds est réalisé [] en utilisant comme conditions aux limites l'hydraulique de l'assemblage chaud calculée précédemment.

[]

Ce calcul permet d'analyser le comportement thermomécanique d'un crayon chaud vis-à-vis du phénomène de rupture.

## **5.2. ANALYSE DU RISQUE DE RUPTURE DE LA GAINÉ DES CRAYONS COMBUSTIBLE**

La méthode d'évaluation du risque de rupture en cas d'APRP 2A se base sur le calcul (selon les trois étapes décrites précédemment) du comportement thermomécanique de crayons chauds enveloppe des différents crayons de la première gestion FA3. L'étude du risque de rupture sur ces crayons enveloppe permet de majorer le risque de rupture des crayons de la gestion. Dans le cas où aucune rupture n'intervient sur les crayons enveloppe, cette étude permet de s'assurer d'un taux de rupture nul.

Différentes cartes de cœur représentant l'ensemble des cycles de la 1<sup>ère</sup> gestion FA3 ont été générées [\[1\]](#). Ces cartes détaillent les caractéristiques de puissance et d'épuisement crayon par crayon.

Une analyse des cartes de cœur montre que les différents crayons combustible du cœur appartiennent à des assemblages dont les caractéristiques sont très hétérogènes. L'environnement thermohydraulique dans lequel baigne chaque crayon est donc très variable, il dépend notamment de la localisation de son assemblage dans le cœur et par conséquent de l'épuisement de cet assemblage.

En vue de représenter ces différents environnements thermohydrauliques, tous les assemblages de la gestion sont répartis en deux zones de faible et de fort épuisements (voir figure [FIG-19.3.2.1a.1](#)) ; dans chacune de ces zones est défini un assemblage chaud enveloppe de résidence, ayant des caractéristiques enveloppe de celles des assemblages de la zone, et en particulier ayant pour puissances linéiques moyenne et maximale les puissances linéiques moyenne et maximale enveloppe de celles de tous les assemblages de cette zone. Les assemblages chauds enveloppe de résidence des zones de faible et de fort épuisements sont nommés respectivement Assemblage de Résidence 1 (AR1) et Assemblage de Résidence 2 (AR2).

À partir des différentes cartes de cœur représentant la gestion combustible, sont définis des crayons chauds enveloppe représentatifs des différents cycles.

Les calculs sont alors effectués [\[1\]](#), selon les trois étapes définies au paragraphe précédent : dans un 1<sup>er</sup> temps, le calcul de l'environnement thermohydraulique d'ensemble (calcul système) est réalisé ; à partir de celui-ci est effectué le calcul de l'environnement thermohydraulique de chacun des deux assemblages chauds de résidence précédemment définis (calculs assemblage chaud) ; enfin le comportement thermomécanique des crayons enveloppe est calculé (calculs thermomécaniques crayon chaud).

## **5.3. ANALYSE DU RISQUE D'ENDOMMAGEMENT DES ASSEMBLAGES DU COMBUSTIBLE**

À partir des calculs réalisés dans le cadre de l'évaluation du risque de rupture de gaine de combustible, est menée une analyse du risque d'endommagement des assemblages du combustible en termes de pics de température de gaine et d'oxydation, c'est-à-dire la vérification de la tenue des critères définis au [§ 2.2.](#)

## **6. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

### **6.1. ÉTAT INITIAL**

Le réacteur est supposé initialement en puissance. Le tableau [TAB-19.3.2.1a.1](#) présente les conditions initiales retenues.

La prolongation de cycle n'est pas étudiée.

### **6.2. AGGRAVANT ET MAINTENANCE PRÉVENTIVE**

Aucune maintenance préventive et aucun aggravant ne sont pris en compte.

L'hypothèse de manque de tension externe (MDTE) n'est pas prise en compte.

### **6.3. HYPOTHÈSES CŒUR**

1) Assemblages combustibles

La modélisation du cœur et des assemblages chauds tient compte de la structure de l'assemblage de la première gestion FA3 (voir sous-chapitre 4.2).

Les assemblages combustible sont décrits de manière détaillée dans le sous-chapitre 4.2 du rapport de sûreté.

2) Nature des crayons combustible

□

□

Les crayons combustible modélisés sont des crayons UO<sub>2</sub> □.  
La desquamation des gaines n'est pas prise en compte.

3) Épuisement des crayons combustible

Les données combustible, telles la pression interne ou l'énergie initiale stockée dans le crayon combustible sont générées □ à différents instants d'irradiation □

□

Ces instants correspondent à l'Historique de puissance enveloppe pour la 1<sup>ère</sup> gestion FA3.

□

□

□

4) Distributions axiales de puissance

L'étude relative au présent chapitre est réalisée pour deux distributions axiales de puissance distinctes : la distribution piquée en Haut du Cœur et la distribution piquée à Mi Cœur.

□

□

□

□

□

□

□

□

□

□

□

□

Les caractéristiques définissant la distribution axiale de puissance sont données dans le tableau [TAB-19.3.2.1a.5](#).

5) Puissance totale du cœur

La puissance cœur est initialement 100% de la puissance nominale. Elle diminue en transitoire dès l'apparition d'un taux de vide non nul dans le cœur. Le calcul du terme A □ utilise une courbe enveloppe d'anti-réactivité par effet de vide, et un coefficient Doppler température de □ pcm/°C. Le terme B+C utilisé, fonction du temps, est décrit dans le tableau 15.1 TAB 6. Conformément aux hypothèses réalistes, le terme B+C est pris en compte sans incertitude.

6) Énergie stockée initiale du cœur moyen

La température initiale des pastilles, représentative de l'énergie stockée initialement dans le cœur, est prise à □ °C, valeur enveloppe de l'ensemble des situations rencontrées au cours des cycles d'irradiation du cœur.

### **6.4. HYPOTHÈSES SYSTÈME FLUIDE ET RÉGULATION**

Le débit vapeur à la turbine est maintenu constant jusqu'à l'isolement de la turbine.

Le débit d'eau alimentaire des générateurs de vapeur est maintenu constant jusqu'à l'isolement des lignes à grand débit sur compte-rendu d'AAR. De façon conservative, il est annulé après cet isolement. L'ensemble motopompe Alimentaire de Démarrage et d'Arrêt (AAD) n'est pas pris en compte.

L'ASG n'est pas sollicité lors de l'accident.

De manière conservative, la régulation du niveau d'eau dans le pressuriseur n'est pas considérée : la décharge serait isolée rapidement sur « Bas Niveau Pressuriseur » (non classé F1) ou sur signal IS (classé F1A), la charge serait isolée plus tardivement ; globalement la non prise en compte de cette régulation limite l'inventaire en eau du circuit primaire.

Après démarrage de l'injection de sécurité sur signal IS (voir § 6.5.), les trains ISBP/ISMP commencent à injecter en branche froide dès que la pression dans le circuit primaire le permet. On considère, pour chaque pompe ISBP/ISMP, un débit minimal fonction de la pression primaire (voir tableaux Annexe 15A TAB 24 et Annexe 15A TAB 25). La température de l'eau puisée dans l'In-containment Refueling Water Storage Tank (IRWST) et injectée dans le circuit primaire est calculée par le code enceinte , qui prend en compte pour l'ISBP le refroidissement par chaque échangeur RIS/RRI. La température initiale de l'IRWST et de l'atmosphère est de  °C, la pression initiale dans l'enceinte est de  bar.

Le train complet du système d'injection de sécurité (ISBP+ISMP+accumulateur) connecté à la boucle rompue est considéré comme perdu à la brèche. L'ISMP et l'accumulateur de ce train ne sont pas modélisés. L'ISBP, conservant sa fonction de refroidissement de l'enceinte, est modélisée uniquement en fonctionnement de recirculation sans valorisation d'un débit injecté dans le circuit primaire.

Les hypothèses spécifiques relatives aux accumulateurs sont définies de façon réaliste :

De manière conservative, l'injection du ciel d'azote des accumulateurs dans le circuit primaire n'est pas prise en compte.

Aucune action résultant des fonctions d'aide à l'opérateur et aucune limitation n'est prise en compte.

### **6.5. HYPOTHÈSES PROTECTIONS**

#### Arrêt Automatique du Réacteur

Le signal d'AAR par « Bas RFTC » n'est pas pris en compte. L'AAR a lieu sur signal « Basse Pression Pressuriseur » (classé F1A), les hypothèses associées sont les suivantes (voir Annexe 15B) :

- Seuil MIN2p  (conditions d'ambiance dégradée) ;
- Délai total entre l'atteinte du seuil et le début de la chute des grappes :  (valeur maximale, incluant  le temps de réponse de la chaîne et de traitement du signal et  le temps de manœuvre des disjoncteurs).

#### Arrêt de la turbine, isolement de l'eau alimentaire normale

Pour le déclenchement de la turbine et l'isolement de l'eau alimentaire normale, on retient les hypothèses qui limitent l'évacuation de la puissance résiduelle par le secondaire :

- La fermeture des vannes de déclenchement de la turbine sur compte-rendu d'AAR est supposée avoir lieu dans le délai de  secondes après le signal d'AAR ;
- La fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit sur compte-rendu d'AAR (signal F1A) est supposée avoir lieu sans retard à l'obtention du signal d'AAR.

#### Signal IS

Les hypothèses associées au signal IS « Basse Pression Pressuriseur » (classé F1A) sont les suivantes (voir Annexe 15B) :

- Seuil MIN3p [ ] (conditions d'ambiance dégradée) ;
- Temps de réponse de la chaîne et de traitement du signal [ ] (valeur maximale) ;
- Action prise en compte et délai associé : démarrage des pompes IS, avec un délai maximal pour l'obtention du plein débit [ ] après le signal IS.

#### Refroidissement partiel

Le refroidissement partiel sur compte-rendu de signal IS n'est pas modélisé.

#### Arrêt des pompes primaires

Les pompes sont arrêtées sur « Signal IS et Bas  $\Delta P$  aux bornes des pompes » (classé F1A). Les hypothèses associées à ce signal sont les suivantes (voir tableau Annexe 15B TAB 17) :

- Seuil MIN1p [ ] (incertitude tenant compte des conditions d'ambiance dégradée) ;
- Délai total entre l'atteinte du seuil et l'arrêt des pompes [ ] (valeur maximale, incluant [ ] le temps de réponse de la chaîne et de traitement du signal et [ ] le temps de manœuvre des disjoncteurs).

#### Démarrage de l'ASG

L'ASG n'est pas sollicité pendant l'accident.

## **7. ANALYSE DU RISQUE DE RUPTURE : RÉSULTATS**

### **7.1. DESCRIPTION DU TRANSITOIRE**

#### **7.1.1. Distribution axiale de puissance piquée en Haut du Cœur**

Le transitoire thermohydraulique se déroule selon les 4 phases successives décrites au § 2.1. La séquence des événements associés à ce transitoire est présentée ci-dessous, et détaillée dans le tableau TAB-19.3.2.1a.2 :

- dépressurisation  
La phase de décompression débute à l'instant d'ouverture de la brèche et se termine lorsque la pression du circuit primaire s'équilibre avec la pression de l'enceinte.  
Avec la dépressurisation rapide du circuit primaire, le seuil « Basse Pression Pressuriseur » (MIN2p), conduisant à l'émission du signal AAR, est atteint à 5,2 s.  
Le seuil « Basse Pression Pressuriseur » (MIN3p), conduisant à l'émission du signal IS, est atteint à 8,7 s. Il conduit au démarrage des pompes ISMP et ISBP. Il commande également le déclenchement des pompes (dont le seuil de bas  $\Delta P$  est déjà atteint) [ ]. Le déclenchement de la turbine, commandé par l'AAR, intervient au même moment.  
C'est durant cette phase qu'apparaît un premier pic de température de gaine des crayons (pic de décompression).  
La pression du circuit primaire continuant à baisser, la pression de tarage des accumulateurs est atteinte à 12,6 s.
- remplissage du plenum inférieur  
La phase de remplissage du plenum inférieur débute avant la fin de la dépressurisation du circuit primaire, quand l'eau injectée par les accumulateurs commence à descendre dans l'espace annulaire. Elle se termine quand le niveau d'eau atteint le bas du cœur. Pendant cette phase, le cœur est totalement dénoyé, l'échange médiocre avec la vapeur surchauffée conduit à une nouvelle augmentation de la température des gaines du combustible.
- renoyage oscillant, puis stabilisé

Le renouage commence lorsque, le fond de la cuve étant suffisamment rempli, l'eau injectée par les accumulateurs pénètre dans le cœur, ce qui se produit à 26,8 s. Il consiste en une première phase de renouage fortement oscillant, suivie d'une phase de renouage stabilisé.

La décharge des accumulateurs se poursuit jusqu'à leur vidange, à 46,8 s. L'apport en eau dans le circuit primaire est alors assuré par l'ISBP seule, dont l'injection commence peu avant le début du renouage.

L'apport en eau des accumulateurs puis de l'ISBP dans l'espace annulaire permet de constituer une différence de hauteur d'eau entre ce dernier et le cœur, créant une force motrice qui fait progresser le front de trempe dans le cœur.

C'est pendant la phase de renouage qu'apparaît le pic de température de gaine dit pic de renouage.

L'accident est terminé lorsque le cœur est durablement refroidi par l'injection de sécurité, ce qui est atteint à court terme entre 295 et 300 secondes après l'ouverture de la brèche.

L'évolution des paramètres les plus représentatifs de ce transitoire est présentée sur les figures [FIG-19.3.2.1a.2](#) à [FIG-19.3.2.1a.8](#).

### **7.1.2. Distribution axiale de puissance piquée à Mi Cœur**

Dans le cas d'une distribution axiale de puissance piquée à Mi Cœur, le déroulement du transitoire thermohydraulique est similaire à celui décrit au [§ 7.1.1](#), dans le cas d'une distribution piquée en Haut du cœur,

La séquence des événements associée est donnée dans le tableau [TAB-19.3.2.1a.3](#).

### **7.2. ANALYSE DES CALCULS DE CRAYONS ENVELOPPE**

Le comportement thermomécanique des différents crayons enveloppe est calculé en plongeant ces derniers dans l'hydraulique de leurs assemblages de résidence respectifs AR1 ou AR2.

Les différents résultats sont détaillés dans le tableau [TAB-19.3.2.1a.6](#) pour le profil de puissance piqué en Haut du cœur, et dans le tableau [TAB-19.3.2.1a.7](#) pour le profil de puissance piqué à Mi Cœur.

Les évolutions des paramètres les plus représentatifs sont présentées pour les cas amenant aux plus fortes températures sur les figures [FIG-19.3.2.1a.9](#) à [FIG-19.3.2.1a.12](#).

Les niveaux de températures de gaine atteints pour les crayons enveloppe de la zone de faible épaissement sont inférieurs à °C et à °C pour ceux de la zone de fort épaissement.

Compte tenu de ces températures peu élevées, les déformations maximales observées sur l'ensemble de ces crayons sont inférieures à %.

Une vérification réalisée pour les crayons de type  $UO_2-Gd_2O_3$ , dont la puissance est plus faible que les crayons  $UO_2$ , montre que les niveaux de déformations atteints sont inférieurs à %.

Aucune rupture n'est constatée sur l'ensemble des crayons de la gestion.

### **7.3. CONCLUSION**

Le taux de rupture des crayons de la première gestion FA3 suite à un APRP 2A est donc nul.

## **8. ANALYSE DU RISQUE D'ENDOMMAGEMENT DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLE**

L'analyse du risque d'endommagement des assemblages combustible s'appuie sur les calculs de crayons chauds enveloppe de la première gestion FA3 réalisés au paragraphe précédent.

L'analyse est basée sur les crayons enveloppe  $UO_2$ , de la zone de faible épaissement qui amènent aux températures de gaine les plus élevées, et de la zone de fort épaissement qui amènent aux oxydations

totales les plus importantes (suite à l'augmentation de l'oxydation dite initiale due à la corrosion en service).

Les résultats des calculs thermomécaniques correspondant sont détaillés dans les tableaux [TAB-19.3.2.1a.8](#) et [TAB-19.3.2.1a.9](#).

Dans le cas de la distribution axiale de puissance piquée en Haut du Cœur, ces calculs thermomécaniques sont illustrés par les figures [FIG-19.3.2.1a.9](#) à [FIG-19.3.2.1a.12](#).

Les températures maximales de gaine relevées sur ces calculs restent inférieures à  $\square$  °C pour l'ensemble de ces crayons, le critère de 1200 °C est largement respecté.

Compte tenu des températures maximales de gaine peu élevées, et de la non rupture de la gaine des crayons enveloppe, l'oxydation de cette gaine au cours du transitoire reste très faible  $\square$ . L'oxydation locale maximale finale de la gaine des crayons enveloppe est obtenue sur le crayon UO<sub>2</sub>AR2FC3 (pour les deux distributions axiales de puissance) avec une valeur de  $\square$  % de l'épaisseur initiale d'une gaine non oxydée. Le critère de 17 % est donc largement respecté.

Enfin, l'oxydation locale maximale créée au cours du transitoire sur la gaine du crayon chaud étant inférieure à  $\square$  % de l'épaisseur initiale de la gaine, pour l'ensemble des calculs réalisés, le taux d'oxydation créée sur la hauteur de la gaine du crayon chaud est donc lui aussi inférieur à  $\square$  %. Ce résultat s'applique nécessairement aux autres crayons du cœur. Par conséquent, la production d'hydrogène sur l'ensemble du cœur est nécessairement inférieure à 1 % de la production qui résulterait de l'oxydation de la totalité des gaines du combustible.

Le respect des critères de température maximale de gaine, d'oxydation locale maximale de gaine et de génération maximale d'hydrogène, définis au [§ 2.2.](#), est assuré.

De plus, les évolutions de géométrie du cœur n'empêchent pas le refroidissement des assemblages (critère n°3 défini [§ 2.2.](#)).

## **9. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE**

L'analyse du transitoire consécutif à la rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie primaire (APRP 2A), réalisée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire, montre que :

- Pour l'aspect « risque de rupture », l'absence de rupture observée dans l'analyse réalisée au [§ 7.](#) assure le respect de la valeur de découplage retenue pour la qualification des matériels dans l'enceinte (10 %).
- Pour l'aspect « risque d'endommagement des assemblages combustible » l'analyse réalisée au [§ 8.](#) montre que le critère de découplage relatif à l'endommagement des assemblages du combustible (paragraphe 2 du sous-chapitre 15.0) est respecté, compte-tenu des résultats obtenus :
  - Température maximale de gaine des crayons combustibles inférieure à 1200 °C,
  - Oxydation maximale de gaine inférieure à 17 %,
  - Production d'hydrogène sur l'ensemble du cœur inférieure à 1 % de la production qui résulterait de l'oxydation de la totalité des gaines du combustible,
  - La structure géométrique du cœur n'est pas détériorée, permettant d'assurer le refroidissement du cœur.

## **10. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION**

L'étude présentée précédemment a été réalisée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaire (Annexe 15B). Chacune des modifications apportées pour atteindre l'état final de conception ayant potentiellement un impact sur le transitoire d'APRP 2A est analysée ci-après.

### Modifications des hypothèses relatives aux pompes primaires

La mise en cohérence à l'état final de conception montre que certaines modifications entraînent une augmentation du temps de réponse ou de l'incertitude de certaines fonctions de protection. Ainsi, l'arrêt des pompes primaires intervenant sur signal IS et critère de bas  $\Delta P$  aux bornes des pompes primaires est modifié en raison de l'augmentation de l'incertitude en ambiance dégradée (voir tableau 15.1 TAB 17) d'une part, et de l'augmentation du délai de traitement du signal d'autre part. Ces modifications entraîneront un très léger différé de l'arrêt des pompes.

Ce très léger différé induit sur l'arrêt des pompes primaires par ces modifications a un impact négligeable sur les résultats de l'étude.

### Modification « Signal de démarrage RBS sur basse pression pressuriseur »

Cette modification (voir paragraphe 6.14 du chapitre 15.1) consiste en l'ajout d'un signal automatique F1A de démarrage des trains RBS sur basse pression pressuriseur (MIN4p, voir tableau 15.1 TAB 17).

Le signal de démarrage automatique du RBS est atteint sur bas niveau pressuriseur (MIN4p). Dans ce cas, le démarrage du RBS a lieu (voir tableau 15.1 TAB 17) après le signal.

L'injection par le RBS, constituant un apport complémentaire de fluide vers le cœur, a un impact favorable pour le transitoire. Compte-tenu des débits injectés et de la cinétique du transitoire, cet effet est négligeable.

Cette modification ayant un effet favorable, quoique très limité sur le transitoire d'APRP 2A ne remet pas en cause les conclusions de l'étude.

### Réévaluation des débits RIS

Par rapport au jeu d'hypothèses intermédiaire utilisé dans l'étude APRP 2A (tableaux Annexe 15B TAB 24 et Annexe 15B TAB 25), les débits RIS à prendre en compte ont fait l'objet d'une réévaluation. L'impact de la réévaluation entraîne une minimisation des débits RIS.

Les configurations à utiliser pour l'APRP 2A sont les configurations décrites dans les tableaux 15.1 TAB 24 et 15.1 TAB 25 et sont relatives à des débits d'IS minimaux. Il faut rappeler que l'étude d'APRP 2A utilise des débits d'IS pénalisés car les valeurs Best Estimate ne sont pas disponibles.

Dans l'étude d'APRP 2A, le pic limitatif de température de gaine est le pic T3. Aucun impact n'est attendu pour le pic T1 dont l'occurrence est antérieure au début d'injection des IS ; en renoyage, la pénalité sur le débit en première approximation correspond à un retard inférieur à 0,5 s pour le pic T3, soit une pénalité de température inférieure à 0,5 °C en considérant de façon enveloppe une cinétique d'échauffement inférieure à 10 °C/s. L'impact de cette modification est donc négligeable.

Dans l'APRP 2A, compte-tenu du fait que la prise en compte de débits RIS minimisés n'est pas requise (étude Best-Estimate) et que l'impact de la réévaluation des débits RIS est négligeable, cette évolution d'hypothèse est donc sans impact sur les résultats de l'étude.

### Sous-estimation de la pression interne du crayon combustible à chaud

Une sous-estimation de la pression interne du crayon combustible à chaud a été mise en évidence pour les données combustibles générées dans le cadre du jeu de données d'hypothèses intermédiaire utilisé pour l'étude APRP 2A.

Néanmoins, l'impact de cette sous-estimation pour les pressions internes du jeu est du 2<sup>nd</sup> ordre pour la température moyenne pastille initiale, tous épuisements confondus. L'étude APRP 2A est une étude spécifique qui relève de conditions réalistes et dans laquelle aucune pénalité n'est prise en compte.



Dans le cadre de cette étude, les pressions internes des crayons prises en compte sont les pressions enveloppe de chacun des épuisements considérés [1]. De fait, un conservatisme [1] a été systématiquement pris en compte.

Par conséquent, la prise en compte de la sous-estimation de la pression interne est sans impact sur les résultats de l'étude.

### Conclusion

L'analyse réalisée précédemment montre que les modifications qui pourraient impacter l'étude APRP 2A sont, soit sans impact, soit légèrement favorables. Les conclusions de l'étude décrites au § 9. ne sont donc pas remises en cause.

## **11. CONCLUSION**

La conclusion de l'étude réalisée avec un jeu d'hypothèses intermédiaire, documentée au § 9., et celle de l'analyse d'impact de la mise en cohérence avec l'état final de conception, documentée au § 10., montrent que le respect des critères de découplage à court terme n'est pas remis en cause.

En effet, l'analyse du transitoire consécutif à la rupture guillotine doublement débattue d'une tuyauterie primaire (APRP 2A) a montré que :

- Le taux de rupture des crayons combustible est nul, assurant le respect de la valeur de découplage retenue pour la qualification des matériels dans l'enceinte (10 %).
- La température maximale de gaine est inférieure à 1200 °C, l'oxydation totale maximale est inférieure à 17 %, la quantité d'hydrogène générée est inférieure à 1 % assurant le respect des critères de découplage relatifs à l'endommagement des assemblages du combustible.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 17/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1A.1 APRP 2A – CONDITIONS INITIALES**

□

**TAB-19.3.2.1A.2 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE  
PUISSANCE HAUT DU CŒUR – SÉQUENCE DES  
ÉVÈNEMENTS**

Temps (s)	Évènements
0,0	Conditions initiales – Ouverture de la brèche
5,2	Signal AAR
8,7	Signal IS
□	Isolement turbine
□	Déclenchement Groupe Motopompes Primaires
12,6	Début de décharge des accumulateurs
□	Début de l'injection de sécurité
26,8	Début de renoyage
272,6	Durée du renoyage
46,8	Fin de décharge des accumulateurs
300,0	Fin du calcul

**TAB-19.3.2.1A.3 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE MI CŒUR – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS**

Temps (s)	Évènements
0,0	Conditions initiales – Ouverture de la brèche
5,2	Signal AAR
8,7	Signal IS
□	Isolement turbine
□	Déclenchement Groupe Motopompes Primaires
12,8	Début de décharge des accumulateurs
□	Début de l'injection de sécurité
27,0	Début de renoyage
281,6	Durée du renoyage
46,9	Fin de décharge des accumulateurs
300,0	Fin du calcul



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 20/39

**TAB-19.3.2.1A.4 DISTRIBUTIONS AXIALES DE PUISSANCE  
DES CRAYONS ENVELOPPE – HAUT DU CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 21/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1A.5 DISTRIBUTIONS AXIALES DE PUISSANCE  
DES CRAYONS ENVELOPPE – MI CŒUR**

□

**TAB-19.3.2.1A.6 RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS**  
**ENVELOPPE HAUT DU CŒUR VIS-À-VIS DES RUPTURES**  
**DE GAINÉ**

□

**TAB-19.3.2.1A.7 RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS**  
**ENVELOPPE MI CŒUR VIS-À-VIS DES RUPTURES DE**  
**GAINÉ**

□



**TAB-19.3.2.1A.8 RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS**  
**ENVELOPPE HAUT DU CŒUR VIS-À-VIS DES PICS DE**  
**TEMPÉRATURES DE GAINÉ ET D'OXYDATION**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 25/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

**TAB-19.3.2.1A.9 RÉSULTATS DES CRAYONS CHAUDS**  
**ENVELOPPE MI CŒUR VIS-À-VIS DES PICS DE**  
**TEMPÉRATURES DE GAINÉ ET D'OXYDATION**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 27/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

**FIG-19.3.2.1A.1 RÉPARTITION DES ASSEMBLAGES SELON LEUR  
FAH ET LEUR ÉPUISEMENT – RÉPARTITION DES ASSEMBLAGES  
SELON LEUR FQ ET LEUR ÉPUISEMENT**

□

**FIG-19.3.2.1A.2 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – PRESSIONS PRIMAIRE ET SECONDAIRE –  
PRESSIONS À LA BRÈCHE ET DANS L'ENCEINTE**

□

**FIG-19.3.2.1A.3 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL EN ENTRÉE DU CŒUR MOYEN –  
DÉBIT TOTAL EN SORTIE DU CŒUR MOYEN**

□

**FIG-19.3.2.1A.4 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL RIS ET DEBIT À LA BRECHE –  
MASSE TOTALE D'EAU DU CIRCUIT PRIMAIRE**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 32/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1A.5 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE**  
**HAUT DU CŒUR – NIVEAU TASSÉ DANS LE CŒUR – NIVEAU**  
**TASSÉ DANS L'ESPACE ANNULAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 33/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1A.6 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – PUISSANCE NORMALISÉE DANS LE CŒUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 34/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1A.7 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – DÉBIT TOTAL EN ENTRÉE DES ASSEMBLAGES  
CHAUDS DE RÉSIDENCE – DÉBIT TOTAL EN SORTIE DES  
ASSEMBLAGES CHAUDS DE RÉSIDENCE**

□

**FIG-19.3.2.1A.8 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE**  
**HAUT DU CŒUR – COTE DU FRONT DE TREMPE DES**  
**ASSEMBLAGES CHAUD DE RÉSIDENCE – MASSE TOTALE D’EAU**  
**DANS LES ASSEMBLAGES CHAUDS DE RÉSIDENCE**

□

**FIG-19.3.2.1A.9 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE PUISSANCE  
HAUT DU CŒUR – PRESSIONS INTERNES DES CRAYONS CHAUDS  
ENVELOPPE DE LA ZONE DE FAIBLE ÉPUISEMENT – ENVELOPPE  
DE TEMPÉRATURE DE GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS  
ENVELOPPE DE LA ZONE DE FAIBLE ÉPUISEMENT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 37/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1A.10 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE  
PUISSANCE HAUT DU CŒUR – ENVELOPPE DES DÉFORMATIONS  
DE LA GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE  
DE FAIBLE ÉPUISEMENT**

□

**FIG-19.3.2.1A.11 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE  
PUISSANCE HAUT DU CŒUR – PRESSIONS INTERNES DES  
CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FORT  
ÉPUISEMENT – ENVELOPPE DE TEMPÉRATURE DE GAINÉ DES  
CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE DE FORT  
ÉPUISEMENT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1A

PAGE 39/39

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1A.12 APRP 2A – DISTRIBUTION AXIALE DE  
PUISSANCE HAUT DU CŒUR – ENVELOPPE DE DÉFORMATIONS  
DE LA GAINÉ DES CRAYONS CHAUDS ENVELOPPE DE LA ZONE  
DE FORT ÉPUISEMENT**

□



## SOMMAIRE

### **.19.3.2.1B VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR**

<b>SUITE À L'ACCIDENT DE CHUTE D'AVION . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES REDOUTÉS ET</b>	
<b>CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>3. MOYENS DE PROTECTION . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>4. DÉFINITION DES CAS ÉTUDIÉS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5. ATTEINTE DE L'ÉTAT CONTRÔLÉ . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.1. MÉTHODES ET CODES DE CALCULS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.2. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.2.1. ÉTAT INITIAL . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.2.2. AGGRAVANT, MAINTENANCE PRÉVENTIVE ET MDTE . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.2.3. HYPOTHÈSES CŒUR . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>5.2.4. HYPOTHÈSES SYSTÈMES FLUIDES ET RÉGULATIONS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>5.2.5. HYPOTHÈSES PROTECTIONS . . . . .</b>	<b>9</b>
<b>5.3. RÉSULTATS . . . . .</b>	<b>10</b>
<b>6. DE L'ÉTAT CONTRÔLÉ À L'ÉTAT SÛR . . . . .</b>	<b>11</b>
<b>7. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>8. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION . . . . .</b>	<b>12</b>
<b>9. CONCLUSION . . . . .</b>	<b>13</b>

**TABLEAUX :**

**TAB-19.3.2.1B.1 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – CONDITIONS INITIALES ..... 14**

**TAB-19.3.2.1B.2 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – SURDÉBITS ET TEMPÉRATURE D'EAU ALIMENTAIRE..... 15**

**TAB-19.3.2.1B.3 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – PARAMÈTRES NEUTRONIQUES ..... 16**

**TAB-19.3.2.1B.4 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – MATRICE RÉALISTE DE MÉLANGE DES DÉBITS EN ENTRÉE CŒUR..... 19**

**TAB-19.3.2.1B.5 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS – HORS □ ..... 20**

**TAB-19.3.2.1B.6 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS – □ ..... 22**

**FIGURES :**

**FIG-19.3.2.1B.1 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – RÉACTIVITÉ TOTALE – PUISSANCES ÉCHANGÉES PRIMAIRE/SECONDAIRE (HORS □)..... 24**

**FIG-19.3.2.1B.2 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ –TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES (HORS □)..... 25**

**FIG–19.3.2.1B.3 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION PRESSURISEUR – NIVEAU PRESSURISEUR (HORS [ ]) ..... 26**

**FIG–19.3.2.1B.4 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – NIVEAUX GV GE – NIVEAUX GV GL (HORS [ ])..... 27**

**FIG–19.3.2.1B.5 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS D’ALIMENTATION DES GV – PRESSIONS SECONDAIRES (HORS [ ])..... 28**

**FIG–19.3.2.1B.6 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS VAPEUR EN SORTIE GV – DÉBITS D’ALIMENTATION DE SECOURS DES GV (HORS [ ])..... 29**

**FIG–19.3.2.1B.7 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS BRÈCHES – CONCENTRATIONS EN BORE DANS LES CANAUX CŒUR (HORS [ ])..... 30**

**FIG–19.3.2.1B.8 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ISMP – DÉBITS ACCUMULATEURS (HORS [ ])..... 31**

**FIG–19.3.2.1B.9 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D’AVION – DE L’ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L’ÉTAT CONTRÔLÉ – RÉACTIVITÉ TOTALE [ ] ..... 32**

## **.19.3.2.1B VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À L'ACCIDENT DE CHUTE D'AVION**

L'étude a été réalisée en deux étapes. Une première étude a été menée en se basant sur un jeu d'hypothèses intermédiaire (annexe 15B). Puis l'analyse des modifications introduites ultérieurement permet de justifier le respect des critères de sûreté.

### **1. DÉFINITION ET CAUSES DE L'ACCIDENT**

L'objet de cette étude est d'étudier la vidange simultanée de deux générateurs de vapeur par rupture complète doublement débattue de 2 lignes vapeur principales (VVP). Les tuyauteries vapeur étant implantées par paires, elles ne sont pas protégées contre un initiateur spécifique tel que la chute d'un avion.

Les systèmes de sauvegarde situés dans le bâtiment endommagé   seront considérés comme indisponibles. L'accident peut également occasionner la perte de la pompe primaire commandée depuis le bâtiment impacté.

Dans cette séquence accidentelle, les rejets de vapeur aux brèches conduisent à une augmentation du débit vapeur produit dans les GV. Il en résulte une extraction plus importante d'énergie du circuit primaire vers le circuit secondaire et ainsi un refroidissement du fluide primaire. L'ouverture des brèches au secondaire mène à l'arrêt automatique du réacteur (AAR) sur signal de « baisse rapide de pression secondaire (MAX1p) ». L'insertion de réactivité par effet modérateur consomme en grande partie la sous criticité apportée par la chute des grappes et peut entraîner un retour en criticité du cœur et une possible excursion de puissance.

La vidange simultanée de deux générateurs de vapeur est classée parmi les accidents spécifiques.

### **2. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT : PHÉNOMÈNES REDOUTÉS ET CRITÈRES D'ÉTUDES**

#### **2.1. DESCRIPTION DE L'ACCIDENT**

La séquence des événements se décompose en deux phases : la phase court terme jusqu'à l'atteinte de l'état contrôlé et la phase long terme pendant laquelle les opérateurs amènent le réacteur aux conditions de connexion du RIS/RA en mode RA pour atteindre l'état sûr.

##### De l'initiateur à l'état contrôlé

La rupture de 2 lignes VVP conduit à une augmentation du débit vapeur extrait des GV et ainsi à un refroidissement du fluide primaire menant à une rapide augmentation de la réactivité dans le cœur, par effet modérateur.

L'initiateur intervient lorsque le réacteur est en puissance. Le signal d'AAR est activé sur «baisse rapide de pression secondaire (MAX1p) », conduisant à l'isolement des lignes à grand débit de l'ARE et au déclenchement de la turbine. Le signal de « baisse rapide de pression secondaire (MAX1p) » conduit également à la fermeture des vannes d'isolement vapeur (VIV) des 2 GV sains, les vannes d'isolement vapeur des lignes affectées étant supposées ne pas pouvoir se fermer. Après cet isolement, les pressions dans les GV sains augmentent puis sont contrôlées par les Vannes de Décharge à l'Atmosphère (VDA).

La dépressurisation des 2 GV affectés se poursuit. Le signal « baisse rapide de pression secondaire (MAX2p) » génère un ordre d'isolement complet de l'ARE (isolement des lignes à petit débit et des lignes à grand débit).

Deux cas de figures sont envisageables vis-à-vis de l'isolement du débit ARE vers les GV affectés :

- Soit les vannes d'isolement des lignes ARE sont endommagées et ne peuvent se fermer. Dans ce cas, l'injection d'eau alimentaire continue jusqu'à la vidange complète de la bêche ADG et du condenseur ;
- Soit les vannes d'isolement à grand débit et à petit débit de l'ARE ne sont pas endommagées, et leur isolement est effectif sur les signaux pré-cités.

Dans le premier cas, le niveau dans les GV affectés augmente jusqu'au débordement. Le débit à la brèche passe alors sous forme liquide.

Dans le second cas, dès l'isolement de l'ARE, le niveau dans les GV affectés diminue. Dans cette situation, le fluide évacué à la brèche reste sous forme vapeur. Par la suite, l'ASG est activé dans les GV affectés sur signal « Bas Niveau GV (MIN2p) ».

Dans les deux situations, suite à l'extraction de puissance du circuit primaire par le circuit secondaire, la pression et la température primaires diminuent. L'injection de sécurité est activée sur signal « Basse Pression Pressuriseur (MIN3p) ». La réactivité du cœur diminue lorsque l'apport de bore par l'IS et les accumulateurs compense l'insertion de réactivité due au refroidissement. La pression primaire augmente jusqu'à la pression maximale d'injection de l'IS. Compte tenu de la cinétique de dépressurisation dans la première phase de l'accident, le bore apporté par l'IS et les accumulateurs est présent en grande quantité dans le circuit primaire lorsque la pression primaire tend à s'équilibrer avec la pression maximale d'injection de l'IS. Lorsque cet état d'équilibre est obtenu, la sous-criticité est très importante.

La première action de l'opérateur consiste à isoler les GV affectés coté eau (arrêt de l'ASG). Après l'isolement de l'ASG dans les GV affectés, le refroidissement incontrôlé diminue et s'annule lorsque les GV sont asséchés. Par la suite, la puissance reste évacuée au moyen des VDA des deux GV sains dont la pression de consigne a été préalablement abaissée à la pression de fin de refroidissement partiel.

Les critères d'atteinte de l'état contrôlé (sous-criticité, évacuation de la puissance primaire et stabilisation de l'inventaire en eau du circuit primaire) sont vérifiés.

#### De l'état contrôlé à l'état sûr

Pour rejoindre l'état sûr, il est nécessaire de rejoindre les conditions de connexion du RIS/RA en mode RA.

Dans le premier cas (vannes d'isolement ARE indisponibles), en fonction des débits ARE considérés, la vidange complète de la bêche ADG peut intervenir soit avant, soit après la première action opérateur :

Si les sources d'alimentation de l'ARE (bêche ADG et condenseur) ne sont pas encore vides au moment de l'entrée en conduite, l'opérateur va tenter d'isoler les GV affectés coté eau.

Lors de la conduite, l'opérateur applique le module de surveillance « Alimentation normale des GV ». Selon la puissance des chaînes intermédiaires lors de l'entrée en conduite, les GV affectés seront soit alimentés par les pompes APA, soit par la pompe AAD (leurs bèches sont communes). Il faut attendre la vidange complète des sources d'alimentation de l'ARE puis la vidange des GV affectés pour que le refroidissement incontrôlé cesse.

Si la vidange complète des sources d'alimentation de l'ARE a lieu avant la première action opérateur, cette situation se rapproche du second cas (vannes d'isolement de l'ARE opérationnelles) : la capacité d'évacuation de la chaleur des GV affectés a diminué, l'eau dans les GV affectés est consommée, le niveau GV baisse, l'ASG a peut être démarré automatiquement. La première action de l'opérateur consiste à isoler les GV affectés coté eau (arrêt de l'ASG). La description de la suite des événements est similaire à celle décrite dans le paragraphe suivant.

Dans le second cas (vannes d'isolement de l'ARE opérationnelles), la première action de l'opérateur consiste à isoler les GV affectés coté eau (arrêt de l'ASG). Après l'isolement de l'ASG dans les GV affectés, le refroidissement incontrôlé diminue et s'annule lorsque les GV sont asséchés.

Les actions opérateur permettent d'isoler les GV affectés, de refroidir et de dépressuriser le fluide primaire : une borication est demandée jusqu'à l'atteinte de la concentration en bore de l'arrêt à froid et d'une marge à la saturation satisfaisante. En parallèle, un refroidissement à [ ] est réalisé jusqu'à ce que les conditions du permissif P14 [ ] soient obtenues. L'opérateur peut procéder à la connexion du RIS/RA en mode RA.

La phase long terme de ce transitoire est similaire à celle du transitoire de RTV doublement débattue traitée dans la section 15.2.4b.

## **2.2. CRITÈRES D'ÉTUDES**

La vidange simultanée de deux générateurs de vapeur est un accident classé parmi les études spécifiques, pour lequel les critères de sûreté sont liés aux rejets radiologiques des évènements PCC-4 (voir section 15.0.2).

Pour cette étude, il s'agit de vérifier les critères de découplage suivants :

- La quantité de crayons combustible susceptibles d'entrer en crise d'ébullition doit rester inférieure à 10 %.
- En cas de crise d'ébullition, la température maximale de gaine doit rester inférieure à 1482° C, pour les transitoires rapides n'impliquant pas d'oxydation de la gaine du combustible.
- Enfin, la fusion du combustible au point chaud ne doit pas dépasser 10 % en volume, c'est-à-dire qu'en considérant une section du crayon combustible le plus chaud au niveau de puissance maximale, moins de 10 % de cette zone est autorisée à atteindre la température de fusion.

Dans cette étude, de manière découplée, on cherchera à montrer qu'avec des hypothèses réalistes, le réacteur reste sous-critique après l'AAR, garantissant ainsi l'absence de retour en puissance et, par conséquent, montrant une marge confortable vis-à-vis des critères ci-dessus.

## **3. MOYENS DE PROTECTION**

Les moyens de protection automatiques relatifs au jeu d'hypothèses intermédiaire qui peuvent être sollicités au cours de ce transitoire sont les suivants :

- arrêt automatique du réacteur sur signal « baisse rapide de pression secondaire » (MAX1p),
- déclenchement turbine sur signal d'AAR,
- fermeture des VIV non endommagées des lignes vapeur des GV sains sur signal « baisse rapide de pression secondaire » (MAX1p),
- fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit de l'ARE sur compte-rendu d'AAR,
- démarrage des pompes d'injection de sécurité sur signal IS « basse pression pressuriseur » (MIN3p),
- démarrage du refroidissement partiel sur signal IS,
- isolement de la ligne de charge du RCV sur signal IS et « basse pression secondaire (MIN4p) » dans un GV,
- isolement de la ligne de décharge sur « bas niveau pressuriseur (MIN2) » ou sur signal IS
- isolement complet des lignes ARE sur « haut niveau GV GE » (MAX0p) [ ] ou sur « baisse rapide de pression secondaire » (MAX2p),
- démarrage des pompes ASG sur signal « bas niveau GV GL » (MIN2p) dans le GV concerné.

## **4. DÉFINITION DES CAS ÉTUDIÉS**

Le cas étudié dans ce chapitre concerne la vidange simultanée de deux générateurs de vapeur causée par la rupture complète instantanée de 2 lignes vapeur des divisions 1 et 2 avec la non-fermeture des VIV associées (la justification du choix des lignes vapeur des divisions 1 et 2 est donnée au § 5.2.4.). Cet accident conduit à un refroidissement incontrôlé.


Cet accident a lieu en puissance et conduit aux conséquences suivantes :


- 2 brèches guillotines doublement débattues en sortie de 2 GV, avec défaillance à la fermeture des VIV associées (brèches non isolables),
- les équipements, favorables pour la sûreté, situés dans le BAS affecté sont rendus indisponibles.

## **5. ATTEINTE DE L'ÉTAT CONTRÔLÉ**

Ce paragraphe présente l'étude menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaires.

### **5.1. MÉTHODES ET CODES DE CALCULS**


L'accident est simulé avec le code d'analyse thermohydraulique  présenté en Annexe 15A :

- pour la simulation du comportement thermo-hydraulique global des circuits primaires et secondaires,
- pour le calcul du comportement neutronique du cœur .



### **5.2. HYPOTHÈSES D'ÉTUDES**

#### **5.2.1. État initial**

On suppose le réacteur initialement en état A. .



Le tableau [TAB-19.3.2.1b.1](#) présente les conditions initiales retenues.


#### **5.2.2. Aggravant, maintenance préventive et MDTE**

L'étude de vidange simultanée de deux générateurs de vapeur est étudiée avec des règles appropriées, en particulier aucune maintenance préventive et aucun aggravant ne sont pris en compte.

L'hypothèse de manque de tension externe (MDTE) n'est pas prise en compte.

#### **5.2.3. Hypothèses cœur**



Les données neutroniques sont calculées  de façon à couvrir tous les cycles naturels de la première gestion FA3 (à l'exception du cycle N1/P1 pour les coefficients de densité modérateur et d'efficacité différentielle du bore)



Le cycle N1/P1 présente le coefficient de densité modérateur le plus pénalisant mais une efficacité intégrale de l'arrêt automatique du réacteur importante, ce cycle est donc particularisé. Le transitoire

associé est réalisé avec l'efficacité intégrale de l'arrêt automatique du réacteur et l'évolution couplée du coefficient de densité modérateur et de l'efficacité différentielle du bore spécifiques à ce cycle.

□

Ces données sont présentées dans le tableau [TAB-19.3.2.1b.3](#).

#### **5.2.4. Hypothèses systèmes fluides et régulations**

Cet accident peut être étudié avec des hypothèses réalistes. Par découplage, certaines données caractéristiques des systèmes sollicités ont été pénalisées.

Pour minorer les températures à l'entrée cœur, le pressuriseur □ n'est pas positionné sur une boucle affectée. En effet, la vidange du fluide relativement chaud du pressuriseur augmente la température de la branche froide correspondante. Les brèches sont ainsi positionnées sur les lignes des GV □.

##### Eau alimentaire normale (ARE)

Suite à la dépressurisation dans les GV, le débit ARE augmente. Les vannes de contrôle de l'ARE sont considérées pleines ouvertes. Le tableau [TAB-19.3.2.1b.2](#) donne les évolutions de température et de débit d'eau alimentaire considérées en fonction de la pression dans les GV. On ignore la fermeture des vannes d'isolement des lignes à grand débit sur compte rendu d'AAR, et on suppose les deux phases suivantes :

- Phase 1 : De l'initiateur à la fermeture des vannes d'isolement vapeur : fonctionnement sur petit et grand débit ARE dans les 4 GV,
- Phase 2 : 2 cas sont envisagés :
  - Si les vannes d'isolement du grand et du petit débit ARE vers les GV affectés sont endommagées, l'alimentation en eau alimentaire fonctionne sur grand et petit débit ARE dans ces GV jusqu'à la vidange de la bache ADG. Pour les GV sains, on suppose un fonctionnement de l'ARE jusqu'à l'isolement complet des lignes correspondantes sur signal de « baisse rapide de pression secondaire (MAX2p) » ou de « haut niveau GV (MAX0p) » ;
  - Si les vannes d'isolement du grand et du petit débit ARE vers les GV affectés ne sont pas endommagées, on maintient leur alimentation en eau jusqu'à l'isolement complet sur signal de « baisse rapide de pression secondaire (MAX2p) ». Pour les GV sains, on suppose un fonctionnement de l'ARE jusqu'à l'isolement complet des lignes correspondantes sur signal de « baisse rapide de pression secondaire (MaAX2p) » ou de « haut niveau GV (MAX0p) ».

##### Eau alimentaire de secours (ASG)

En cas de sollicitation du système ASG, des débits maximum sont considérés pour accentuer le refroidissement. Pour les GV alimentés par les 3 BAS sains, la régulation de limitation de puissance est en service □. En revanche, la régulation de limitation de puissance de l'ASG localisée dans le BAS indisponible est supposée hors service, le débit d'ASG dans le GV affecté est pris □ de façon conservative.

De manière pénalisante, la température de l'ASG est postulée minimale □.

##### Débit Vapeur

Compte tenu de l'augmentation du débit d'eau alimentaire, une phase transitoire de remplissage du GV apparaît. On impose un séchage parfait de la vapeur tant que les conditions le permettent. Dans le cas où cela n'est plus possible (isolement de l'ARE indisponible), le code □ calcule une émulsion liquide-vapeur à la brèche.

De façon conservative, le débit à la turbine est supposé ne pas décroître avant le déclenchement de la turbine, il est donc pris constant et égal au débit initial jusqu'à cet instant.



RIS

Le débit d'injection de sécurité est pris minimal afin de minimiser l'apport de bore dans le circuit primaire. Seules 3 files IS sur 4 sont opérationnelles puisqu'une file IS est rendue indisponible par l'initiateur.

La concentration en bore de l'IS correspond à la concentration en bore minimale de l'IRWST [ ] (voir sous-chapitre 15.1).

La température de l'eau de l'IRWST et de l'eau des accumulateurs est prise minimale [ ].

RCV

La régulation de niveau d'eau dans le pressuriseur est supposée fonctionner afin de limiter la dépressurisation primaire induite par le refroidissement du fluide primaire et de limiter l'injection de sécurité. Le débit de charge du système de contrôle chimique et volumétrique est régulé et apporte de l'eau froide dans le circuit primaire, ce qui accentue le refroidissement.

[ ]

VDA

Le débit des vannes de contrôle du VDA est pris maximum [ ] avec un point de consigne nominal [ ] (pour l'ouverture des vannes d'isolement et pour le contrôle de la pression par les vannes de contrôle).

Sur signal IS, un refroidissement partiel est amorcé par le secondaire [ ].

Arrêt des pompes primaires

[ ], le tableau électrique commandant un GMPP peut être endommagé et rendre la pompe primaire hors service. [ ].

Autres régulations

Compte tenu de la dynamique rapide du transitoire, les régulations de la pression primaire par l'aspersion et les chaufferettes et de la température moyenne primaire par les groupes de régulation ne sont pas prises en compte.

**5.2.5. Hypothèses protections**

[ ]

L'arrêt automatique du réacteur a lieu sur :

- Le signal de « Baisse rapide de pression secondaire MAX1p » (classé F1A) [ ] :

[ ]

[ ]

L'isolement des lignes vapeur est réalisé sur :

- Le signal de « Baisse rapide de pression secondaire MAX1p » (classé F1A) [ ] :

[ ]

L'isolement complet de l'ARE est réalisé sur :

- Le signal de « Baisse rapide de pression secondaire MAX2p » (classé F1A)  :

L'injection de sécurité est activée sur :

- Le signal IS par « Basse pression pressuriseur MIN3p » (classé F1A)  :

Le refroidissement partiel est activé sur signal IS (classé F1A).

L'ASG est mise en service sur :

- Le signal de « Bas niveau GV MIN2p GL » (classé F1A) dans le GV concerné  :

L'isolement de l'ASG sur haut niveau GV (MAX1p) n'est pas valorisé.

L'isolement de la charge du RCV est réalisé sur :

- Le « signal IS et basse pression secondaire MIN4p » (classé F1A)  :

L'isolement de la décharge du RCV est réalisé sur signal de la fonction d'aide à l'opérateur de « bas niveau pressuriseur MIN2 » .

### **5.3. RÉSULTATS**

Une étude de sensibilité concernant les hypothèses ARE, selon l'endommagement ou non des vannes d'isolement ARE, a été réalisée. . En effet, la sensibilité sans isolement de l'ARE vers les GV affectés conduit à un remplissage des GV. Le débit à la brèche passe sous forme d'émulsion liquide-vapeur, ce qui permet d'évacuer moins d'énergie à la brèche qu'un débit en phase vapeur. Dans le cas où l'isolement de l'ARE est possible dans les GV affectés, le débit à la brèche reste sous forme vapeur tout au long du transitoire et ainsi l'énergie évacuée par le secondaire reste légèrement supérieure.

L'évolution des principaux paramètres du transitoire est fournie de la figure [FIG-19.3.2.1b.1](#) à la figure [FIG-19.3.2.1b.8](#). Le tableau [TAB-19.3.2.1b.5](#) présente la séquence des événements.

La vidange simultanée des deux générateurs de vapeur 1 et 2 cause une dépressurisation rapide dans les 4 GV. Cette dépressurisation conduit à l'AAR et à la fermeture des vannes d'isolement vapeur des 2 GV sains sur signal de « baisse rapide de pression GV (MAX1p) à 0,9s. Les VIV des GV affectés sont supposées bloquées ouvertes suite à l'impact de l'avion. L'isolement complet de l'ARE est demandé sur signal de « baisse rapide de pression GV (MAX2p) » (voir [§ 5.2.4.](#)).

Le débit vapeur secondaire, limité par les restricteurs de débit en sortie des générateurs de vapeur, est très important et entraîne une extraction de chaleur au primaire conséquente qui occasionne un fort refroidissement et une forte dépressurisation primaires. La contraction du fluide primaire entraîne une baisse du niveau d'eau dans le pressuriseur qui conduit à un isolement de la décharge et à une augmentation du débit de charge, mais le niveau dans le pressuriseur continue de diminuer. Le signal IS est activé à 31,2s. Le signal d'isolement des lignes de charge du RCV est émis à 31,7s. Le refroidissement partiel qui découle du signal IS entraîne l'ouverture des vannes d'isolement des VDA sur tous les GV. Les GV affectés étant suffisamment dépressurisés, les vannes de contrôle des VDA de ces GV restent fermées. L'ouverture des vannes de contrôle des VDA des GV sains est effective lorsque la pression de consigne du refroidissement partiel atteint la pression courante dans les lignes

vapeur. Dès que la pression primaire le permet, les ISMP disponibles commencent à injecter (à 63,5s), suivis des accumulateurs (à 157,3s). L'eau froide amenée par les moyens d'injection (charge, ISMP et accumulateurs) apporte un léger refroidissement supplémentaire.

Le début de la chute des grappes a lieu à [ ]. Cette chute se produit à un instant précoce évitant une excursion de la puissance nucléaire avant la chute des grappes. La puissance nucléaire chute après l'AAR, le cœur devient sous-critique. Le refroidissement du circuit primaire entraîne une réduction de cette sous-criticité par effet modérateur. La sous criticité importante et l'injection de bore dans le cœur par l'IS et les accumulateurs assure le non retour à la criticité après l'Arrêt Automatique du Réacteur.

La masse liquide totale des GV affectés commence à diminuer du fait de la vaporisation du fluide secondaire et de l'arrêt de l'alimentation en eau de ces GV, effectif à [ ]. La marge à la criticité minimale est atteinte à 149,5s [ ]. Ceci garantit la sous-criticité du cœur durant le transitoire. Ce critère de sous-criticité est un critère de découplage très contraignant, qui montre une marge importante vis-à-vis du risque de crise d'ébullition, malgré les conservatismes introduits dans l'étude [ ].

Pendant la suite du transitoire, la différence de pression entre les GV affectés et l'atmosphère maintient un débit à la brèche non nul. Les niveaux des GV affectés continuent à décroître jusqu'au démarrage de l'ASG à 197,6s pour le GV1 et à 211s sur le GV2.

Du côté primaire, le comportement de la température du circuit primaire n'est pas symétrique en raison de la différence de pression dans le secondaire entre les GV affectés et les GV sains. Cependant, le fonctionnement des GMPP tend à homogénéiser la température du circuit primaire. Ainsi, les températures des boucles 3 et 4 diminuent jusqu'à des valeurs inférieures à celles des GV 3 et 4, ce qui conduit à un échange inverse dans ces GV.

Après la forte diminution de la température primaire aux premiers instants du transitoire, celle-ci continue à décroître de manière moins rapide, puis tend à se stabiliser.

Par la suite, l'injection d'eau de l'ISMP permet de compenser l'effet de contraction du fluide primaire et va remplir le pressuriseur. La pression dans le circuit primaire augmente jusqu'à la pression de refoulement de l'ISMP. L'injection de l'ISMP va alors s'arrêter et ainsi stopper l'apport de bore dans le primaire. On observera un effet palier de la réactivité de la tranche.

L'état contrôlé est alors atteint avec la sous-criticité du cœur, la stabilisation de l'inventaire en eau du primaire et l'évacuation de la puissance résiduelle par le secondaire.

Pour le cas particulier du cycle P1, la séquence des événements est présentée dans le tableau [TAB-19.3.2.1b.6](#), elle est similaire à la situation détaillée précédemment, également sans retour en criticité [ ]. Comme indiqué dans le [§ 5.2.](#), l'efficacité intégrale de l'AAR et les coefficients de densité modérateur et d'efficacité différentielle du bore propres à ce cycle sont pris en compte. L'évolution de la réactivité est présentée en figure [FIG-19.3.2.1b.9](#).

Si les vannes d'isolement du grand et du petit débit ARE vers les GV affectés sont endommagées, la bêche ADG et le puits du condenseur se vidangent, dans les deux générateurs de vapeur affectés. À terme, l'évacuation de la puissance résiduelle par ces générateurs conduit à la consommation de toute cette eau. Il s'ensuit alors une baisse du niveau d'eau jusqu'à atteindre le signal d'activation de la pompe ASG dans le GV concerné. La puissance résiduelle est alors évacuée, l'inventaire en eau du circuit primaire est stable et la sous-criticité du cœur est assurée : l'état contrôlé est atteint. Les actions automatiques sollicitées entre ces deux cas sont identiques mais sont retardées dans le cas où les vannes d'isolement ARE sont endommagées et ne se ferment pas.

## **6. DE L'ÉTAT CONTRÔLÉ À L'ÉTAT SÛR**

Comme indiqué dans le [§ 2.1.](#), la phase long terme de ce transitoire est similaire à celle du transitoire de RTV doublement débattue traitée dans la section 15.2.4b.

L'état sûr est atteint une fois que le RIS/RA est connecté en mode RA. Les actions opérateur permettent d'isoler les GV affectés et de rejoindre les conditions de connexion du RIS/RA en mode RA ; il s'agira :

- d'assurer un refroidissement contrôlé du fluide primaire par le secondaire [1]. En parallèle, il est nécessaire d'apporter du bore par le RCV s'il est disponible (non classé F1) ou par le RBS (classé F1), jusqu'à l'obtention de la concentration en bore requise en arrêt à froid ;
- d'utiliser, si la dépressurisation primaire induite par le refroidissement est insuffisante, les moyens de dépressurisation disponibles (l'aspersion normale, ou l'aspersion auxiliaire si l'aspersion normale n'est pas disponible, ou les soupapes du pressuriseur si les aspersion normale et auxiliaire sont indisponibles).

L'opérateur peut procéder à la connexion du RIS/RA dès que les conditions du permissif P14 [1] sont obtenues. Les générateurs de vapeur ne sont alors plus nécessaires pour évacuer la puissance résiduelle.

## **7. CONCLUSION INTERMÉDIAIRE**

L'étude, menée sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaire, présentée aux paragraphes précédents, montre une marge importante vis-à-vis du risque de crise d'ébullition et de fusion du combustible, puisque le réacteur reste sous-critique durant le transitoire, et ce malgré les conservatismes retenus [1]. L'état contrôlé est atteint avec les moyens classés F1A uniquement. Les critères de sûreté cités au § 2.2. sont respectés.

L'analyse de l'atteinte de l'état sûr, montre que l'état d'arrêt sûr est atteint avec les moyens classés F1 uniquement.

## **8. MISE EN COHÉRENCE AVEC L'ÉTAT FINAL DE CONCEPTION**

L'étude présentée précédemment a été réalisée sur la base d'un jeu d'hypothèses intermédiaires (Annexe 15B). Chacune des modifications qui ont été apportées pour atteindre l'état final de conception présentée dans le sous-chapitre 15.1 ayant potentiellement un impact sur le transitoire d'accident de vidange simultanée de deux générateurs de vapeur est présentée ci-après.

Les modifications suivantes sont identifiées comme ayant un impact favorable sur les transitoires traités dans cette section.

- Ajout d'un signal de démarrage automatique du RBS sur basse pression secondaire MIN5p.  
L'ajout de ce signal automatique de démarrage du RBS a un impact favorable sur le transitoire puisqu'il permet une injection supplémentaire de bore.
- Réduction du temps de fermeture de la vanne d'isolement ARE grand débit.  
Cette modification a un impact favorable sur le transitoire puisqu'elle réduit la quantité d'eau disponible pour extraire l'énergie du circuit primaire.
- Modification du CV des vannes de contrôle du petit débit ARE.  
L'évolution des débits ARE utilisés dans cette étude est conservative en regard de cette modification.
- Ajout d'un signal d'isolement de la charge sur forte chute de pression secondaire MAX2p.  
Un isolement plus précoce de la charge a des conséquences favorables sur le transitoire car il favorise la dépressurisation du circuit primaire et l'injection de bore.
- Modification des insertions limites.  
Le relèvement des insertions limites des grappes permet une augmentation de l'efficacité intégrale de l'AAR.

Les modifications suivantes sont identifiées comme ayant un impact négligeable sur les transitoires traités dans cette section.

- Ajout d'un signal d'arrêt automatique du réacteur sur forte chute de pression secondaire MAX0p.  
La cinétique de dépressurisation du transitoire étant particulièrement rapide, ce signal sera atteint soit légèrement avant, soit en même temps que le signal d'AAR sur forte chute de pression secondaire supérieure à MAX1p, actuellement pris en compte dans cette étude. Les transitoires présentés sont donc enveloppes.
- Redéfinition du signal d'isolement de la charge sur signal IS (la concomitance avec le signal de basse pression secondaire MIN4p dans un GV n'est plus nécessaire).  
Dans ce chapitre, l'isolement de la charge est limité par le signal IS puisque ce dernier est atteint plus tardivement que la basse pression secondaire MIN4p, par conséquent, cette modification n'a pas d'impact sur les résultats de l'étude présentée.
- Classement F1 du pré-positionnement des vannes de contrôle du VDA en fonction du niveau de puissance dans le cœur.  
L'initiateur intervenant réacteur en puissance, les vannes de contrôle sont initialement pleines ouvertes, puis commencent à se fermer en raison de la baisse du niveau de puissance (suite à l'AAR) [ ]. Les transitoires présentés dans ce chapitre conservent une ouverture des vannes VDA à 100% jusqu'à leur sollicitation, ils sont donc enveloppes. Par ailleurs, la sollicitation des VDA a lieu après l'instant pénalisant (sous-criticité minimale), cette modification est donc sans impact sur la tenue des critères.
- Modification de la temporisation associée au signal d'isolement du petit débit ARE GV par GV sur seuil de haut niveau GV Max0p.  
Cette temporisation [ ] est sans impact sur les transitoires de cette étude puisque ce signal n'est pas sollicité.

#### Analyse d'impact de la réévaluation de la concentration en bore dans la zone inter-clapets des lignes RIS.

Les transitoires présentés dans ce chapitre ont été réalisés avec une concentration en bore dans la zone inter-clapets des lignes RIS proche de la concentration en bore de l'IRWST. La prise en compte d'une concentration en bore dans la zone inter-clapets des lignes RIS égale à celle du circuit primaire conduit à une augmentation du volume d'eau claire à évacuer avant l'injection d'eau borée. La baisse de l'anti-réactivité apportée par le bore due à une arrivée plus tardive du bore dans le cœur [ ] est compensée par l'augmentation de l'efficacité intégrale minimale de l'AAR obtenue grâce au relèvement des insertions limites, déterminé en fin de vie [ ].

## **9. CONCLUSION**

La conclusion de l'étude réalisée avec un jeu d'hypothèses intermédiaires, présentée au § 7., et l'analyse d'impact de la mise en cohérence avec l'état final de conception, documentée au § 8., montrent que les résultats de l'étude ne sont pas remis en cause.

L'étude montre que, dans l'état final de conception :

- L'état contrôlé est atteint avec les moyens classés F1A uniquement, les critères de sûreté cités au § 2.2. sont respectés ;
- L'état d'arrêt sûr est atteint avec les moyens classés F1 uniquement.



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 14/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1B.1 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE  
DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE  
D'AVION – CONDITIONS INITIALES**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 15/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1B.2 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE  
DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE  
D'AVION – SURDÉBITS ET TEMPÉRATURE D'EAU  
ALIMENTAIRE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 16/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1B.3 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE  
DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE  
D'AVION – PARAMÈTRES NEUTRONIQUES**

□





# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 17/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 18/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 19/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.3.2.1B.4 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE  
DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE  
D'AVION – MATRICE RÉALISTE DE MÉLANGE DES DÉBITS  
EN ENTRÉE CŒUR**

□

## **TAB-19.3.2.1B.5 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS – HORS []**

Temps (s)	Évènements
0	Ouverture des brèches sur les VVP 1 et 2
0,9	Signal d'AAR et signal de fermeture des VIV sur signal de baisse rapide de pression GV (MAX1p)
[]	Début de la chute des grappes
[]	Déclenchement turbine
[]	Fermeture des vannes d'isolement vapeur des VVP 3 et 4 Transition de la phase 1 à la phase 2 pour les surdébits ARE
15,7	Signal d'isolement de la décharge du RCV sur signal de bas niveau pressuriseur (MIN2)
[]	Isolement des grands et petits débits ARE des GV 1 et 2 sur signal de baisse rapide de pression GV (MAX2p)
23,6	Niveau pressuriseur = 0% GM
31,2	Signal IS et signal de refroidissement partiel
31,7	Signal d'isolement de la charge du RCV sur signal de basse pression secondaire (MIN4p) et signal IS
63,5	Injection effective des ISMP 2, 3 et 4
149,5	Réactivité maximale atteinte []
157,3	Injection des 4 accumulateurs
197,6	Injection de l'ASG dans le GV 1
211	Injection de l'ASG dans le GV 2
211,9	Ouverture de la VDA sur la VVP 3 sur refroidissement partiel
252,9	Ouverture de la VDA sur la VVP 4 sur refroidissement partiel



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 21/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

499	Fin du refroidissement partiel
1801	Début des actions opérateur, - Isolement des GV affectés (arrêt de l'ASG), - Démarrage manuel du RBS

## **TAB-19.3.2.1B.6 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – SÉQUENCE DES ÉVÈNEMENTS – []**

Temps (s)	Évènements
0	Ouverture des brèches sur les VVP 1 et 2
0,9	Signal d'AAR et signal de fermeture des VIV sur signal de baisse rapide de pression GV (MAX1p)
[]	Début de la chute des grappes
[]	Déclenchement turbine
[]	Fermeture des vannes d'isolement vapeur des VVP 3 et 4 Transition de la phase 1 à la phase 2 pour les surdébits ARE
15,3	Signal d'isolement de la décharge du RCV sur signal de bas niveau pressuriseur (MIN2)
[]	Isolement des grands et petits débits ARE des GV 1 et 2 sur signal de baisse rapide de pression GV (MAX2p)
23,1	Niveau pressuriseur = 0% GM
30,4	Signal IS et signal de refroidissement partiel
30,9	Signal d'isolement de la charge du RCV sur signal de basse pression secondaire (MIN4p) et signal IS
61,3	Injection effective des ISMP 2, 3 et 4
144,2	Injection des 4 accumulateurs
145,4	Réactivité maximale atteinte []
204,2	Injection de l'ASG dans le GV 1
221,3	Injection de l'ASG dans le GV 2
219,1	Ouverture de la VDA sur la VVP 3 sur refroidissement partiel
260,3	Ouverture de la VDA sur la VVP 4 sur refroidissement partiel



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 23/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

498	Fin du refroidissement partiel
1801	Début des actions opérateur, - Isolement des GV affectés (arrêt de l'ASG), - Démarrage manuel du RBS

**FIG-19.3.2.1B.1 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – RÉACTIVITÉ TOTALE – PUISSANCES ÉCHANGÉES PRIMAIRE/SECONDAIRE (HORS □)**

□



**FIG-19.3.2.1B.2 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – TEMPÉRATURES BRANCHES FROIDES – TEMPÉRATURES BRANCHES CHAUDES (HORS □)**

□

**FIG-19.3.2.1B.3 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHÛTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – PRESSION PRESSURISEUR – NIVEAU PRESSURISEUR (HORS □)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 27/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1B.4 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – NIVEAUX GV GE – NIVEAUX GV GL (HORS □)**

□

**FIG-19.3.2.1B.5 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS D'ALIMENTATION DES GV – PRESSIONS SECONDAIRES (HORS □)**

□

**FIG-19.3.2.1B.6 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS VAPEUR EN SORTIE GV – DÉBITS D'ALIMENTATION DE SECOURS DES GV (HORS □)**

□

**FIG-19.3.2.1B.7 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS BRÈCHES – CONCENTRATIONS EN BORE DANS LES CANAUX CŒUR (HORS □)**

□

**FIG-19.3.2.1B.8 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – DÉBITS ISMP – DÉBITS ACCUMULATEURS (HORS □)**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1B

PAGE 32/32

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**FIG-19.3.2.1B.9 ACCIDENT DE VIDANGE SIMULTANÉE DE DEUX GÉNÉRATEURS DE VAPEUR SUITE À UNE CHUTE D'AVION – DE L'ÉVÈNEMENT INITIATEUR À L'ÉTAT CONTRÔLÉ – RÉACTIVITÉ TOTALE** □

□





## RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.2.1C

PAGE 1/3

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

### SOMMAIRE

#### **.19.3.2.1C RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR GUILLOTINE**

**DOUBLEMENT DÉBATTUE (RTV 2A) . . . . . 2**

##### **1. RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR A L'INTÉRIEUR DU BÂTIMENT**

**RÉACTEUR . . . . . 2**

##### **2. RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR PRINCIPALE A L'EXTÉRIEUR DU**

**BÂTIMENT RÉACTEUR . . . . . 2**

## **.19.3.2.1C RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR GUILLOTINE DOUBLEMENT DÉBATTUE (RTV 2A)**

### **1. RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR A L'INTÉRIEUR DU BÂTIMENT RÉACTEUR**

En raison de la mise en œuvre de l'hypothèse « d'exclusion de rupture » pour les tuyauteries vapeur principales à l'intérieur du bâtiment réacteur (BR), les brèches sur la tuyauterie vapeur principale (jusqu'à, et y compris, la rupture guillotine complète) à l'intérieur du BR peuvent être exclues.

Au titre de la défense en profondeur, la rupture guillotine complète de la tuyauterie vapeur principale (RTV 2A) est toutefois prise en compte pour :

- la conception de l'enceinte,
- la qualification des équipements vis-à-vis des conditions d'ambiance,
- les supports du générateur de vapeur (GV) par le biais d'un chargement statique équivalent (chargement « 2pA »).

Ces aspects sont respectivement traités dans :

- la section 6.2.1,
- le sous-chapitre 3.7,
- la section 5.4.9.

**Nota :** Même si, par application de l'hypothèse « d'exclusion de rupture », la rupture de tuyauterie vapeur 2A en amont de la VIV ne doit pas être postulée pour l'étude du comportement du cœur, par conservatisme, elle est considérée dans l'étude PCC-4 (voir section 15.2.4b).

### **2. RUPTURE DE TUYAUTERIE VAPEUR PRINCIPALE A L'EXTÉRIEUR DU BÂTIMENT RÉACTEUR**

En raison de la mise en œuvre de l'hypothèse « d'exclusion de rupture » sur les tuyauteries vapeur principales à l'extérieur du bâtiment réacteur (BR), jusqu'au point fixe en aval de la soupape d'isolement vapeur (PF<sub>VIV</sub>), les brèches sur la tuyauterie vapeur principale (jusqu'à, et y compris, la rupture guillotine complète) à l'extérieur du bâtiment réacteur et en amont du PF<sub>VIV</sub> peuvent être exclues.

En raison de la mise en œuvre de l'hypothèse « d'exclusion de rupture » sur les trois soudures des plus gros piquages sur les lignes vapeur principales (le piquage VDA et les 2 piquages des soupapes de sûreté GV par ligne), la rupture de ces connexions de branches (jusqu'à, et y compris, la rupture guillotine complète) peut être exclue.

Cette position est justifiée par les principaux éléments suivants :

- les piquages sont des piquages extrudés,
- la VDA et les soupapes de sûreté GV sont soudés directement sur les piquages extrudés.

Au titre de la défense en profondeur, la rupture guillotine complète de la tuyauterie la plus importante (tuyauterie VDA) est toutefois prise en compte en tant que cas de chargement pour vérifier :

- l'intégrité de la ligne vapeur principale,
- l'intégrité de la pénétration dans le BR.

Ces aspects sont traités respectivement dans le sous-chapitre relatif à la « Mise en œuvre de l'exclusion de rupture pour les lignes vapeur principales à l'intérieur et à l'extérieur de l'enceinte de confinement » (voir sous-chapitre 10.5).

Au titre de la défense en profondeur, la rupture des plus grosses lignes connectées sur la ligne vapeur principale, ainsi que la rupture guillotine de cette ligne sont considérées, vis-à-vis du comportement cœur (absence de dégradation de la gaine combustible).

Deux cas sont considérés :

- La rupture d'un piquage VDA, qui provoque la rupture de toutes les lignes connectées sur la ligne vapeur principale (les deux piquages des soupapes de sûreté GV et ceux du contournement de la VIV).
- La rupture 2A de la ligne vapeur principale.

Ces deux cas sont étudiés avec les hypothèses suivantes :

- La non-fermeture de la VIV de la ligne affectée sur signal d'isolement vapeur (conséquence des effets de la brèche).
- La non-fermeture d'une des VIV des autres GV sur signal d'isolement vapeur.

Le circuit primaire subit ainsi, après la demande d'isolement vapeur, un refroidissement non contrôlé avec vidange à la brèche de 2 générateurs de vapeur. Les tailles de brèches équivalentes à ces scénarios sont couvertes par l'étude de vidange simultanée de deux générateurs de vapeur suite à une chute d'avion, présentée dans la section 19.3.2.1b.

## **I.19.3.3 INTERACTION PASTILLE-GAINE**

### **I.19.3.3.0 RÈGLES ET HYPOTHÈSES SPÉCIFIQUES POUR L'ÉTUDE DU RISQUE IPG**

#### **I.19.3.3.1 INTERACTION PASTILLE-GAINE**

## SOMMAIRE

<b>.19.3.3.0 RÈGLES ET HYPOTHÈSES SPÉCIFIQUES POUR L'ÉTUDE DU RISQUE IPG EN TRANSITOIRE PCC-2 . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>1. OBJECTIF DES ÉTUDES CONCERNANT LE RISQUE IPG . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>2. RÈGLES D'ÉTUDE SPÉCIFIQUES AUX ÉTUDES IPG . . . . .</b>	<b>2</b>
<b>3. PRINCIPE D'ANALYSE DU RISQUE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3.1. RESPECT D'UNE LIMITE TECHNOLOGIQUE SUR LA GAINÉ EN TOUT POINT DU CŒUR . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3.2. ÉTAPES DE LA DÉMONSTRATION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4. HYPOTHÈSES GÉNÉRALES POUR LES DIFFÉRENTES ÉTAPES DE L'ÉTUDE IPG . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4.1. DÉTERMINATION DE L'ÉTAT THERMOMÉCANIQUE CRAYON . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4.2. ÉTUDE DE LA TENUE DES CRAYONS LORS DES INCIDENTS PCC-2 . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2.1. CHOIX DES TRANSITOIRES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2.2. SIMULATION DES TRANSITOIRES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2.3. CALCULS DE LA SOLLICITATION DE LA GAINÉ PENDANT LE TRANSITOIRE PCC-2 . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>4.2.4. AMÉNAGEMENTS DU DOMAINE DE FONCTIONNEMENT . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.2.5. AMÉNAGEMENTS DES SEUILS DE PROTECTION . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3. ÉTUDE DU FONCTIONNEMENT PROLONGÉ À PUISSANCE INTERMÉDIAIRE (FPPI) . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.1. DÉFINITION DU FPPI . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.2. CALCULS DES DURÉES AUTORISÉES DE FPPI . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>4.3.3. ÉTUDE DU RECONDITIONNEMENT DU COMBUSTIBLE . . . . .</b>	<b>6</b>

## .19.3.3.0 RÈGLES ET HYPOTHÈSES SPÉCIFIQUES POUR L'ÉTUDE DU RISQUE IPG EN TRANSITOIRE PCC-2

### 1. OBJECTIF DES ÉTUDES CONCERNANT LE RISQUE IPG

Les études IPG (Interaction Pastille-Gaine) ont pour objet la prévention du risque de fissuration de crayons de combustible par interaction entre la pastille et la gaine pour des initiateurs de type PCC-2.

Les résultats des études IPG sont utilisés pour régler des seuils de surveillance et de protection vis-à-vis du risque IPG. Des spécifications techniques d'exploitation sont proposées pour accommoder certaines conditions d'exploitation comme le fonctionnement prolongé à puissance intermédiaire (FPPI).

Le § 2. expose les règles spécifiques utilisées pour les études du risque IPG en transitoires PCC-2. Le principe d'analyse du risque est traité dans le § 3.. Les hypothèses adoptées pour les différentes étapes d'une étude sont présentées dans le § 4..

### 2. RÈGLES D'ÉTUDE SPÉCIFIQUES AUX ÉTUDES IPG

Le risque lié à la fissuration du crayon par IPG ne remet en cause ni la géométrie externe du crayon ni son intégrité structurelle. En conséquence, les règles spécifiques aux études IPG en transitoires PCC-2 ont été établies pour prendre en compte le risque IPG dans une phase de vérification mise en œuvre après la conception et prennent en compte la complexité technique du problème.

Le but des études est de vérifier la non-fissuration par IPG avec un niveau de conservatisme élevé.

Les règles d'étude se déclinent comme suit :

- Le critère de découplage est constitué par le respect de la **limite technologique** fondée sur la base de données expérimentales.
- Les transitoires étudiés sont les transitoires conventionnels PCC-2 identifiés comme limitatifs : Augmentation Excessive de Charge (AEC), Retrait Incontrôlé de Groupes en Puissance (RIGP), Chute de Grappes (CDG) et dilution homogène d'acide borique.
- L'état initial du transitoire est choisi comme étant le plus pénalisant à l'intérieur du domaine de fonctionnement autorisé.
- Les transitoires sont simulés de manière réaliste.
- Des incertitudes sont prises en compte pour le calcul du paramètre d'évaluation de la sollicitation de la gaine (thermomécaniques et neutroniques).
- Les règles de prise en compte des matériels, systèmes et régulations sont les suivantes :
  - obligation de prise en compte des matériels, systèmes et régulations lorsque leur action est pénalisante sur le déroulement complet du transitoire,
  - possibilité de prise en compte des matériels, systèmes et régulations classés de sûreté.
- Les actions de protection sont simulées en utilisant les valeurs de temps d'intervention et d'incertitudes sur les seuils prises dans les études des accidents de dimensionnement. Tous les Arrêts Automatiques du Réacteur (AAR) existants peuvent être considérés.
- L'aggravant unique est pris en compte.
- La phase d'atteinte de l'état contrôlé pendant laquelle il y a risque de fissuration est étudiée.
- Les études sont effectuées sur la base d'une campagne de référence pénalisante (équilibre après prolongation systématique).

En décrivant le principe d'analyse du risque IPG et les différentes étapes des études, les paragraphes suivants permettent de présenter la pratique utilisée et d'identifier les conservatismes retenus.

### 3. PRINCIPE D'ANALYSE DU RISQUE

#### 3.1. RESPECT D'UNE LIMITE TECHNOLOGIQUE SUR LA GAINÉ EN TOUT POINT DU CŒUR

L'absence de fissuration par IPG est garantie par le respect d'une sollicitation limite sur la gainé exprimée en contrainte ou en DED (Densité d'Énergie de Déformation) suivant le type de gainage. Cette valeur limite constitue la **limite technologique**.

Elle est obtenue par dépouillement de nombreuses expériences de rampes de puissances réalisées sur des crayons irradiés en réacteur à différents épuisements.

#### 3.2. ÉTAPES DE LA DÉMONSTRATION

L'étude du risque IPG est effectuée pour différents instants du cycle naturel, ainsi que pendant la prolongation de cycle. Le respect de la limite technologique est vérifié pour tous les crayons.

Pour évaluer la contrainte ou la DED dans la gainé, il est nécessaire d'enchaîner plusieurs calculs en utilisant les codes appropriés.

- *Constitution de l'historique de puissance de chaque crayon :*  
La puissance locale vue par chaque crayon, depuis son chargement dans le cœur, est calculée en fonction de son épuisement. Un **code neutronique** représentant le cœur est utilisé pour construire cet **historique de puissance**.
- *Détermination de l'état thermomécanique du crayon :*  
Pour les instants considérés dans l'étude, l'**état thermomécanique** du crayon est décrit à l'aide d'un **code de thermomécanique crayon** qui utilise en données d'entrée l'historique de puissance précité.
- *Évaluation des chargements neutroniques lors de transitoires PCC-2 :*  
Les transitoires PCC-2 pénalisants sont simulés à l'aide d'un **code neutronique couplé à un code de fonctionnement chaudière**. Les puissances locales dans chaque crayon et les conditions thermohydrauliques dans le cœur sont déterminées pour les différents instants du transitoire.
- *Vérification du respect de la limite technologique :*  
Les chargements neutroniques ainsi calculés sont utilisés comme données d'entrée du **code thermomécanique** qui calcule l'évolution du paramètre d'évaluation du risque de rupture par IPG (contrainte ou DED) dans les gainés au cours du transitoire considéré. Les marges par rapport à la **limite technologique** sont évaluées.

L'analyse du risque IPG conduit à examiner l'historique neutronique et thermomécanique de tous les crayons du cœur. Le volume d'informations à traiter est très important, avec de nombreuses itérations entre les calculs de neutronique et de thermomécanique.

### 4. HYPOTHÈSES GÉNÉRALES POUR LES DIFFÉRENTES ÉTAPES DE L'ÉTUDE IPG

#### 4.1. DÉTERMINATION DE L'ÉTAT THERMOMÉCANIQUE CRAYON

Cette étape permet d'évaluer le **conditionnement** du combustible.

Tous les crayons du cœur sont traités. L'historique de puissance est évalué par un **code neutronique** pour l'ensemble des cycles d'irradiation. Les résultats obtenus constituent les données d'entrée du **code thermomécanique**.

L'état thermomécanique est évalué à divers instants du **cycle de référence** et de la prolongation de campagne. Ces calculs prennent en compte les incertitudes sur le jeu pastille gainé. Le **cycle de**

**référence** est le cycle à l'équilibre de la gestion obtenu par un enchaînement de cycles avec prolongation de cycle systématique.

Trois modes de fonctionnement sont traités :

- fonctionnement en base, soit 100% P<sub>n</sub>,
- fonctionnement en réglage primaire (RP) : la référence charge vaut P<sub>RP</sub> avec des variations de quelques pour cents de la puissance cœur autour de cette valeur,
- le suivi de charge télé réglage (SCTR) : la référence charge est P<sub>SCTR</sub> avec une bande de réglage autour de cette valeur. Par tranche de 24 heures, la durée des paliers bas pour lesquels P<sub>REF</sub> < P<sub>SCTR</sub> est limitée à T heures.

→ Une base de données décrivant l'état de tous les crayons du cœur est constituée. Elle représente l'état initial thermomécanique des crayons à prendre en compte pour la simulation des transitoires PCC-2 à différents instants du cycle.

## **4.2. ÉTUDE DE LA TENUE DES CRAYONS LORS DES INCIDENTS PCC-2**

### **4.2.1. CHOIX DES TRANSITOIRES**

Les transitoires pénalisants sont ceux qui s'accompagnent de variations importantes de la puissance locale. La couverture de l'ensemble des transitoires PCC-2 est obtenue par l'étude de quatre types de transitoires : l'augmentation excessive de charge (AEC), le retrait incontrôlé de groupes en puissance (RIGP), la chute de grappes (CDG) et la dilution incontrôlée d'acide borique (DIL).

### **4.2.2. SIMULATION DES TRANSITOIRES**

- **Code utilisé :**  
Les transitoires sont simulés au moyen d'un **code de fonctionnement** qui représente le comportement d'ensemble de la chaudière, des régulations et du système de protections. Le **code neutronique** couplé à l'outil précité permet de calculer, pour chaque instant du transitoire, les puissances locales vues par l'ensemble des crayons du cœur. Les données neutroniques du cœur utilisées sont cohérentes avec l'épuisement considéré.  
Les puissances locales calculées sont majorées des incertitudes de calcul et serviront de données d'entrée au **code thermomécanique** pour le calcul de la marge par rapport à la limite technologique.
- **Recherche des conditions initiales pénalisantes :**  
Afin d'accroître la sévérité du transitoire, les conditions initiales les plus pénalisantes sont recherchées en termes de niveaux de puissance, axial offset, positions des grappes à l'intérieur du domaine de fonctionnement autorisé.
- **Matériels, systèmes, régulations et protections :**  
Les matériels, systèmes et régulations doivent être pris en compte lorsque leur action est pénalisante sur le déroulement complet du transitoire.  
Il y a possibilité de prise en compte des matériels, systèmes et régulations lorsque ceux-ci sont classés de sûreté.  
Les actions de protection sont simulées en utilisant les valeurs de temps d'intervention et d'incertitudes sur les seuils prises dans les études des accidents de dimensionnement. Tous les AAR existants peuvent être considérés.
- **□**
- **Actions opérateur :**  
Seule la phase d'atteinte de l'état contrôlé pendant laquelle il y a risque de fissuration de gaine est étudiée. Aucune action opérateur n'est donc prise en compte.

### **4.2.3. CALCULS DE LA SOLlicitATION DE LA GAINE PENDANT LE TRANSITOIRE PCC-2**

A partir de l'état initial de conditionnement des crayons et de l'évolution des puissances locales au cours du transitoire, le **code de thermomécanique** détermine, pour chaque crayon à risque,



l'évolution du paramètre d'évaluation du risque de rupture de gaine par IPG au cours du temps pour l'ensemble des transitoires PCC-2 considérés.

#### **4.2.4. AMÉNAGEMENTS DU DOMAINE DE FONCTIONNEMENT**

Pour limiter la sévérité de certains transitoires, il peut être intéressant de considérer des conditions initiales moins pénalisantes en aménageant le domaine de fonctionnement.

#### **4.2.5. AMÉNAGEMENTS DES SEUILS DE PROTECTION**

Les protections sont aménagées afin que, pour l'ensemble des transitoires, la sollicitation dans les gaines reste inférieure à la **limite technologique**. Cela se traduit pour EPR, par un réglage des seuils d'Arrêt Automatique du Réacteur par puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG.

Les réglages des protections sont calibrés de façon à préserver une marge entre la sollicitation maximale atteinte et la limite technologique. Cette marge constitue une provision pour accommoder un **fonctionnement prolongé à puissance intermédiaire (FPPI)**.

La valeur de cette provision est définie sur la base d'un compromis entre la manœuvrabilité et la durée autorisée pour le fonctionnement en FPPI. Une provision importante allonge les durées de FPPI permises mais réduit le potentiel de manœuvrabilité.

→ *Les études de transitoires PCC-2 permettent de définir les réglages des seuils de protection nécessaires pour disposer d'une marge par rapport à la limite technologique sur les transitoires pénalisants. Cette marge sera utilisée lors de l'étape suivante pour déterminer les durées de FPPI.*

### **4.3. ÉTUDE DU FONCTIONNEMENT PROLONGÉ À PUISSANCE INTERMÉDIAIRE (FPPI)**

#### **4.3.1. DÉFINITION DU FPPI**

Les études des transitoires PCC-2 sont réalisées à partir d'un état thermomécanique du combustible issu d'un fonctionnement en base. Les autres modes de fonctionnement étudiés (RP et SCTR) sont pris en compte via la prise en compte d'un biais appliqué sur la valeur de la limite technologique.

Le fonctionnement prolongé à puissance intermédiaire est défini comme étant un fonctionnement de la tranche à un niveau de puissance de référence inférieur à  $P_{SCTR}$  et pour une durée de plus de T heures par tranche de 24 heures.

Il se traduit par un déconditionnement du combustible qui consomme les marges. Pour un palier bas de FPPI, une durée autorisée ( $DA_{FPPI}$ ) est définie. Pour tout transitoire PCC-2 intervenant après une durée de FPPI inférieure à  $DA_{FPPI}$ , la marge par rapport à la limite technologique est positive.

#### **4.3.2. CALCULS DES DURÉES AUTORISÉES DE FPPI**

Pour les différents instants du cycle considérés, l'état thermomécanique de l'ensemble des crayons est évalué par le **code de thermomécanique** pour plusieurs scénarios de FPPI caractérisés par :

- différents niveaux de puissance sur le palier bas,
- deux stratégies de pilotage, grappes extraites (GEX) ou insérées (GIN),
- la durée du palier bas.

Pour chaque cas, à partir de l'état thermomécanique relatif à une durée de palier bas, les transitoires PCC-2 pénalisants sont simulés et la marge par rapport à la limite technologique est évaluée. La durée autorisée est déterminée en itérant le processus sur la durée du palier bas de FPPI et correspond à la durée pour laquelle la marge par rapport à la limite technologique est nulle.

**4.3.3. ÉTUDE DU RECONDITIONNEMENT DU COMBUSTIBLE**

A l'issue d'un fonctionnement en FPPI, la marge est diminuée, voire nulle si la durée autorisée a été réalisée. Il est donc souhaitable de restaurer cette marge par un mode de fonctionnement approprié et de quantifier les gains en marge en fonction du temps de maintien sur des paliers de puissance reconditionnants.

Les calculs de reconditionnement sont effectués pour différents modes de fonctionnement (base, réglage primaire, téléajustage).

Plusieurs durées de maintien sur le palier haut sont traitées avec le **code de thermomécanique** afin de déterminer l'état thermomécanique des crayons à ces différents instants. A partir de ces nouveaux états sont initiés les transitoires PCC-2. L'évolution de la marge par rapport à la limite technologique permet de connaître la vitesse de reconditionnement.

→ *L'étude FPPI précise les durées autorisées pour le fonctionnement en FPPI et fournit les informations sur les vitesses de consommation et de restauration des marges. Ces éléments seront ensuite utilisés pour établir les spécifications techniques d'exploitation destinées à gérer le fonctionnement en FPPI.*

## SOMMAIRE

<b>.19.3.3.1 INTERACTION PASTILLE-GAINE. . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUCTION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. PRINCIPES GÉNÉRAUX DE L'ANALYSE THERMOMÉCANIQUE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.1. THERMOMÉCANIQUE DU CRAYON DE COMBUSTIBLE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2.2. INTERACTION PASTILLE-GAINE ET PARAMÈTRES CARACTÉRISTIQUES . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>2.3. MÉTHODE D'ÉTUDE . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>3. PRINCIPES GÉNÉRAUX DE L'ANALYSE DES TRANSITOIRES . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>3.1. PRINCIPE GÉNÉRAL . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>3.2. TRANSITOIRES PCC-2 LIMITATIFS . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX TRANSITOIRES PCC-2 . . . . .</b>	<b>7</b>
<b>3.4. RÉGLAGE DES SEUILS DE SURVEILLANCE ET DE PROTECTION</b>	<b>8</b>
<b>4. PRISE EN COMPTE DE FONCTIONNEMENTS DÉCONDITIONNANTS ET RECONDITIONNANTS . . . . .</b>	<b>8</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES. . . . .</b>	<b>10</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.3.3.1.1 SEUILS D'AAR GÉNÉRIQUE ET SPÉCIFIQUES, SEUIL DE LIMITATION ET SEUILS D'ALARME LCO1 ET LCO2 VIS-À-VIS DU RISQUE IPG .....</b>	<b>11</b>
--	-----------

**FIGURES :**

<b>FIG-19.3.3.1.1 MODIFICATIONS GÉOMÉTRIQUES DE LA PASTILLE ET DE LA GAINÉ EN RÉGIME PERMANENT .....</b>	<b>12</b>
<b>FIG-19.3.3.1.2 PROFIL D'ÉVOLUTION DE LA CONTRAINTE MOYENNE DANS LA GAINÉ EN RÉGIME PERMANENT.....</b>	<b>13</b>
<b>FIG-19.3.3.1.3 ILLUSTRATION DE LA PHÉNOMÉNOLOGIE DE L'IPG .....</b>	<b>14</b>
<b>FIG-19.3.3.1.4 SEUILS IPG.....</b>	<b>15</b>

### .19.3.3.1 INTERACTION PASTILLE-GAINE

#### 1. INTRODUCTION

Cette section décrit l'analyse du risque de rupture de gaine des crayons de combustible par interaction pastille-gaine (IPG), pour le réacteur EPR.

Les études IPG ont pour but de vérifier l'intégrité de la gaine du combustible vis-à-vis du risque d'interaction pastille-gaine pour des initiateurs de type PCC-2 (voir section 15.2.2), et, si nécessaire, de procéder à un aménagement des seuils de protection du réacteur et des Spécifications Techniques d'Exploitation.

La protection du réacteur est assurée par le réglage des seuils suivants :

- seuil générique d'arrêt automatique du réacteur (AAR) sur puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG,
- seuil spécifique d'arrêt automatique du réacteur (AAR) sur puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG, en cas de détection de chute de grappe ou de signal de PT issu des chaînes « Bas RFTC », « Puissance linéique élevée » ou « IPG »,
- seuil spécifique d'arrêt automatique du réacteur (AAR) sur puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG, en cas de franchissement d'insertions limites de protection,
- seuil de limitation (arrêt partiel du réacteur) sur puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG,
- seuils d'alarme sur puissance linéique élevée vis-à-vis du risque IPG,
- seuils d'alarme sur limites droite et gauche en  $\Delta I$ ,
- seuils d'alarme sur limites d'insertion des groupes de régulation.

La méthode d'étude du risque IPG comporte la détermination de la puissance 3D en transitoire, suivie d'une analyse thermomécanique locale en tout point du cœur.

Cette méthode est appliquée aux transitoires PCC-2 les plus pénalisants vis-à-vis du risque IPG, c'est-à-dire ceux qui conduisent à des accroissements de la puissance linéique importants et rapides. Il s'agit :

- de l'Augmentation Excessive de Charge (AEC),
- du Retrait Incontrôlé de Groupes en Puissance (RIGP),
- de la Chute D'une à quatre Grappes d'un même quadruplet (CDG),

dont l'analyse permet de régler les seuils d'AAR générique et spécifiques, le seuil de limitation et les seuils d'alarme LCO2 et LCO1 suivant les besoins de l'exploitant.

Il est par ailleurs vérifié que le transitoire de dilution incontrôlée d'acide borique n'est pas limitatif vis-à-vis du réglage de ces seuils.

#### 2. PRINCIPES GÉNÉRAUX DE L'ANALYSE THERMOMÉCANIQUE

##### 2.1. THERMOMÉCANIQUE DU CRAYON DE COMBUSTIBLE

###### 1) Description du crayon de combustible

Le crayon de combustible est constitué d'un tube en alliage de zirconium à l'intérieur duquel est inséré un empilement de pastilles cylindriques d'oxyde d'uranium qui constitue le combustible proprement dit. Le tube (ou gaine) est fermé par un bouchon soudé à chacune de ses extrémités. Un ressort, situé dans un volume laissé libre en partie supérieure du crayon (plénum ou chambre d'expansion), s'appuyant sur la face supérieure de la dernière pastille et la face inférieure du

bouchon, évite tout déplacement de la colonne fissile pendant les manutentions et les transports qui précèdent son chargement en réacteur. Une cale est insérée en partie inférieure du crayon de manière à dégager un volume libre et permettre le positionnement axial de la colonne de combustible.

Les pastilles et les tubes de gainage sont conçus de telle façon que le diamètre des pastilles soit légèrement inférieur au diamètre interne du tube de gainage. Le jeu ainsi créé présente plusieurs intérêts : il permet d'introduire les pastilles et d'éviter une sollicitation immédiate de la gaine par le combustible dès les premiers instants en réacteur.

La pressurisation à l'hélium des crayons, lors de l'opération de soudage du bouchon supérieur, contribue à limiter la compression de la gaine due à la pression externe du réfrigérant.

Le remplissage du jeu par un mélange d'air et d'hélium assure également une bonne conduction de la chaleur et limite ainsi les températures dans l'oxyde en début de vie.

Une coupe longitudinale d'un crayon de combustible est présentée en figure 4.2 FIG 2.

## 2) Comportement simplifié de la pastille et de la gaine

Dès les premiers instants en réacteur, l'oxyde et la gaine font l'objet d'un certain nombre de phénomènes physiques et chimiques qui modifient les caractéristiques géométriques et les propriétés intrinsèques des composants du crayon.

Les modifications de la pastille et de la gaine en irradiation sont illustrées schématiquement par la figure [FIG-19.3.3.1.1](#) ; les évolutions du diamètre de la pastille et du diamètre interne de la gaine y sont tracées en fonction du temps d'irradiation en régime permanent.

On distingue trois phases essentielles :

- a) Sous l'effet de la différence de pression entre l'extérieur (primaire) et l'intérieur du crayon, la gaine se déforme progressivement par fluage, et va ainsi à la rencontre de la pastille. Les produits de fission solides et gazeux sont en majorité retenus dans la matrice : ils induisent un gonflement de la pastille qui va donc à la rencontre de la gaine.  
Durant cette période, la sollicitation en contrainte du gainage ne résulte que de la différence de pression entre le réfrigérant et l'atmosphère du crayon, qui est bien inférieure. Les contraintes dans la gaine sont alors des contraintes de compression.
- b) Le contact de la pastille et de la gaine s'amorce au bout d'un laps de temps qui dépend des conditions locales d'irradiation (puissance, flux de neutrons, température...). Dans la réalité, le contact s'établit de façon progressive sur une période qui débute par un contact « mou », suivi par l'établissement d'un contact fort.  
La pression de contact croissante de l'oxyde sur la face interne de la gaine se traduit par une inversion des contraintes qui tendent à mettre celle-ci en traction.
- c) La pastille poursuit son gonflement et impose une déformation de la gaine vers l'extérieur. En régime permanent établi, cette expansion est suffisamment lente pour que le fluage-relaxation permette un équilibre des efforts dans la gaine. Le niveau de contrainte positif qui s'établit est modéré  $\square$ . En régime permanent établi, ces tensions d'équilibre ne présentent pas de risque pour l'intégrité du gainage.

Un profil typique d'évolution de la contrainte moyenne dans la gaine lors de ces trois phases est représenté sur la figure [FIG-19.3.3.1.2](#), en parallèle aux évolutions des diamètres de pastille et de gaine.

## **2.2. INTERACTION PASTILLE-GAINE ET PARAMÈTRES CARACTÉRISTIQUES**

### 1) Phénoménologie de l'IPG

Comme il a été indiqué précédemment, l'interaction mécanique entre l'oxyde et le gainage qui s'établit en régime permanent ne présente pas de risque. Un contact fort est même bénéfique puisqu'il améliore l'échange thermique et abaisse les températures des pastilles.

Tout crayon du cœur peut faire l'objet d'une variation de sa puissance, plus ou moins rapide, et de plus ou moins grande amplitude. Elle peut résulter des opérations usuelles de mouvement d'énergie (cas du fonctionnement normal de la tranche), ou bien d'éventuels transitoires incidentels.

Le cas pénalisant est celui d'une augmentation de la puissance dans la pastille qui entraîne une augmentation de la température, dans la pastille elle-même et dans la gaine. La dilatation thermique différentielle, liée à un accroissement du diamètre de la pastille plus grand que celui du diamètre interne de la gaine, se traduit par une augmentation de la déformation radiale et

tangentielle de la gaine. Le corollaire thermomécanique est un accroissement proportionnel des contraintes dans la gaine, fonction du jeu à chaud à rattraper.

Si l'augmentation de puissance est suffisamment importante, les contraintes induites dans la gaine risquent de nuire à son intégrité.

Cette description phénoménologique est illustrée par la figure [FIG-19.3.3.1.3](#).

## 2) Paramètres caractéristiques

Parmi les paramètres susceptibles d'initier et/ou d'accélérer la propagation d'une fissure radiale, la contrainte seule n'est pas représentative du comportement du M5<sup>®</sup>. En effet, le dépouillement des essais de rampe de puissance réalisés sur le combustible à gainage M5<sup>®</sup>, [\[1\]](#) montre que la contrainte ne permet pas de discriminer les essais non rompus des essais rompus.

La réponse du M5<sup>®</sup> constatée en terme de contrainte est liée à la capacité du matériau à accommoder (ou à relaxer) les contraintes en rampe. Face à cette situation, un paramètre d'évaluation plus adapté à rendre compte des sollicitations IPG du M5<sup>®</sup> est la Densité d'Énergie de Déformation (DED) :

$$DED = \int_A^B \sigma_{\theta\theta} d\varepsilon_{\theta\theta}$$

avec : DED, la densité d'énergie de déformation en MPa ou J/cm<sup>3</sup>,

$\varepsilon_{\theta\theta}$ , contrainte tangentielle en peau interne de la gaine en MPa,

$\sigma_{\theta\theta}$ , déformation tangentielle totale en peau interne de la gaine,

A : instant de début de rampe ou de transitoire, B : instant pour lequel la vitesse de déformation de la gaine s'annule (ou tend vers 0).

La DED rend compte de la quantité d'énergie nécessaire pour conduire à la rupture du gainage du combustible en transitoire, par le phénomène d'Interaction Pastille Gaine assisté par la Corrosion Sous Contrainte (IPG/CSC).

Le critère en DED limite utilisé dans les études thermomécaniques est issu du dépouillement [\[1\]](#) des essais de rampe de puissance dont dispose FRAMATOME [\[2\]](#).

La limite technologique IPG est la valeur maximale de la DED en dessous de laquelle aucune rupture de crayons n'a été constatée.

## 2.3. MÉTHODE D'ÉTUDE

[\[1\]](#) Cette méthode d'étude a été appliquée au réacteur EPR en tenant compte des spécificités de ce palier. [\[2\]](#) :

[\[1\]](#)

La méthode d'étude comporte les étapes suivantes :

### 1) Le conditionnement du combustible

L'étude du conditionnement du combustible est une étape préliminaire qui permet de définir l'état thermomécanique local de chaque crayon depuis le début de l'irradiation du combustible.

Cet état correspond à un fonctionnement à puissance constante avec prise en compte d'une prolongation systématique de campagne [\[1\]](#). Il constitue un état de référence à prendre en compte : d'une part, comme état initial lors de l'étude des transitoires IPG pour ce mode d'irradiation, d'autre part comme état initial pour d'autres modes de fonctionnement plus pénalisants que le fonctionnement en base (FPPI par exemple).

Les conséquences sur les résultats de diverses hypothèses sur les modes de fonctionnement permettent de définir les Spécifications Techniques d'Exploitation (STE). Les modes de fonctionnement suivants sont analysés :

- le fonctionnement en base,
- le réglage primaire de fréquence autour d'une référence charge constante (RP),
- le Suivi de Charge avec Télé-Réglage superposé (SCTR),
- le Fonctionnement Prolongé à Puissance Intermédiaire (FPPI).

#### Remarque :

Du fait de la diversité des paliers bas de puissance qu'il est susceptible de faire intervenir et du caractère aléatoire de son occurrence, le Fonctionnement Prolongé à Puissance Intermédiaire

(FPPI), grappes extraites (GEX) ou grappes insérées (GIN), est considéré comme un mode de fonctionnement, et donc de conditionnement, complémentaire aux trois modes précités, dits modes de référence.

La particularité du FPPI est de conduire à un état thermomécanique pré-accidentel plus pénalisant que celui défini par les modes de référence, au regard des marges en DED en transitoire (le FPPI étant consommateur de marges en DED, il est dit « déconditionnant »). Le FPPI est alors traité [\[1\]](#) de façon à déterminer la cinétique de consommation des marges spécifique à chaque type de FPPI (taux de combustion, palier bas et stratégie).

Par ailleurs, en raison du caractère déconditionnant du FPPI, les seuils d'AAR sont réglés de manière à ménager une provision de marge en DED pouvant être consommée lors du FPPI.

La méthode de prise en compte du FPPI est détaillée [§ 4](#).

Les fonctionnements en RP et en SCTR sont pris en compte par un dégrèvement forfaitaire (biais) appliqué à la limite technologique IPG, [\[1\]](#).

Au final, les conséquences sur les résultats de diverses hypothèses relatives aux modes de fonctionnement permettent de définir les Spécifications Techniques d'Exploitation.

L'étude du conditionnement du combustible est réalisée en trois dimensions par couplage des codes de neutronique et de thermomécanique.

## 2) L'analyse thermomécanique en transitoire

La distribution de puissance locale du cœur est déterminée pour chaque transitoire PCC-2 étudié. Ces transitoires sont calculés à partir d'hypothèses d'études concernant le domaine de fonctionnement et les chaînes de protection.

Compte tenu de la connaissance du conditionnement du combustible, il est possible de déterminer, pour chaque transitoire analysé, l'évolution de la DED locale pour chaque maille 3D du cœur.

## 3) La comparaison par rapport à la limite technologique du combustible

Les rampes de puissance effectuées dans les boucles d'essais sur des crayons irradiés ont permis d'établir une limite technologique pour le combustible UO<sub>2</sub> ayant un gainage en alliage de zirconium [\[1\]](#).

Le paramètre caractéristique du risque IPG calculé pour les situations PCC-2 est donc comparé à cette limite ; lorsqu'elle est dépassée, on considère qu'il y a un risque de rupture par IPG/CSC.

## **3. PRINCIPES GÉNÉRAUX DE L'ANALYSE DES TRANSITOIRES**

### **3.1. PRINCIPE GÉNÉRAL**

L'approche consiste à effectuer des études de vérification du respect de la limite technologique lors de transitoires PCC-2 pénalisants pour le combustible, en appliquant des règles d'études particulières mentionnées dans la section 19.3.3.0.

L'analyse de chaque transitoire vis-à-vis du risque IPG consiste à simuler :

- l'évolution de la puissance linéique en tout point du cœur (puissance locale ou puissance 3D),
- en corollaire, l'évolution de la DED locale dans la gaine en tout point du cœur,
- l'évolution de la puissance linéique au point chaud et du  $\Delta I$ .

[\[1\]](#)

La comparaison en continu de la DED calculée à la limite technologique permet d'accéder :

- 1) A l'instant de premier dépassement de la limite technologique sur le cœur, diminuée d'une provision permettant le FPPI, dans le cas où le transitoire est suffisamment pénalisant pour conduire à une telle valeur de DED.

Dans ce cas de figure, c'est-à-dire lorsqu'un dépassement de la limite technologique sur le cœur, diminuée d'une provision permettant le FPPI, est identifié, la lecture de la valeur de la puissance linéique au point chaud et du  $\Delta I$  à cet instant donne la valeur du couple ( $\Delta I$  ; puissance linéique au point chaud) à ne pas dépasser.



- 2) A la marge en DED minimale dans le cœur, dans le cas contraire où le transitoire ne conduit pas à une marge en DED minimale inférieure ou égale à la provision prévue pour le FPPI.

### **3.2. TRANSITOIRES PCC-2 LIMITATIFS**

Les transitoires analysés vis-à-vis de l'IPG sont ceux qui conduisent aux excursions de puissance les plus importantes. Ces excursions de puissance locale peuvent être obtenues par un accroissement du niveau de puissance du cœur ou une déformation de la distribution de puissance.

Trois transitoires permettent de couvrir les séquences analysées dans le Rapport de Sûreté :

- l'augmentation excessive de charge (AEC),
- le retrait de groupes en puissance (RIGP),
- la chute d'une à quatre grappes d'un même quadruplet (CDG).

L'analyse des transitoires d'AEC, de RIGP et de CDG permet de déterminer les puissances linéiques au point chaud à l'instant de dépassement de la limite technologique, diminuée d'une provision permettant le FPPI.

Ces transitoires sont initiés à partir de situations de fonctionnement normal générées à l'intérieur du domaine de fonctionnement matérialisé par des alarmes LCO1.

### **3.3. HYPOTHÈSES RELATIVES AUX TRANSITOIRES PCC-2**

#### **1) Modélisation**

Le comportement d'ensemble de la chaudière est simulé à l'aide d'un modèle neutronique 3D avec modélisation des boucles primaires, des régulations et des protections. □ :

□

Les transitoires sont analysés à divers taux d'épuisement : début, milieu, fin naturelle du cycle, instants de changement d'alternance des groupes de contrôle, et plusieurs taux d'épuisement couvrant la prolongation de cycle.

#### **2) Régulations et protections**

Les régulations ne sont pas prises en compte si elles ont un effet bénéfique, c'est-à-dire si elles tendent à minimiser l'excursion de puissance.

Par défaut, les protections spécifiques (AAR par puissance thermique élevée, AAR par basse pression pressuriseur par exemple) ainsi que les basculements de seuils d'AAR IPG ne sont pas valorisés pendant les transitoires. Toutefois, dans le cas où la non valorisation de ces protections conduit à des résultats jugés trop pénalisants, ces protections sont valorisées pour les transitoires concernés. Elles sont alors prises en compte pour autant qu'il n'existe pas de transitoire pour lequel elles ne sont pas valorisables et qui soit plus pénalisant que le transitoire les valorisant.

Les alarmes ne sont pas prises en compte pendant le transitoire. Par commodité d'étude et de manière conservatoire, les limitations classées de sûreté F2 susceptibles de limiter les conséquences du transitoire ne sont pas valorisées.

#### **3) Modélisation de la réponse du système de protection**

Mis à part la fonction de protection contre le risque IPG, les fonctions de protection assurées par le système de protection sont simulées avec les mêmes algorithmes que ceux implantés sur site.

Le réglage des seuils d'AAR IPG « étude » est réalisé à partir des paramètres physiques calculés □.

□

#### **4) Incertitudes**

Avant prise en compte dans le calcul thermomécanique, les puissances linéiques en transitoire sont affectées d'incertitudes de calcul et de pénalités □ :

□

Les puissances linéiques au point chaud utilisées pour le réglage du seuil d'AAR sont affectées d'incertitudes de calcul et de pénalités [ ] :

[ ]

Ces facteurs d'incertitude sont calculés sur la base du jeu d'hypothèses intermédiaires (voir Annexe 15B) [ ] .

Mise en cohérence avec l'état final de conception

La prise en compte d'une incertitude sur la puissance thermique [ ] (voir sous-chapitre 15.1) a un impact négligeable sur les facteurs d'incertitudes présentés ci-dessus et ne remet pas en cause le réglage des seuils de surveillance et de protection présentés au § 3.4..

### **3.4. RÉGLAGE DES SEUILS DE SURVEILLANCE ET DE PROTECTION**

#### **1) Réglage des seuils d'arrêt automatique de la fonction de protection contre le risque IPG**

Les seuils d'arrêt automatique du réacteur (générique et spécifiques) intervenant dans la fonction de protection contre le risque IPG, sont des seuils par puissance linéique élevée, définis en fonction du  $\Delta I$ . Les valeurs de puissance linéique et de  $\Delta I$  sont issues des mesures de l'instrumentation incore par les collectrons.

Le réglage des seuils d'AAR tient compte d'une provision en DED pouvant être consommée lors du FPPI. Les valeurs « étude » des seuils [ ] sont rappelées dans le tableau [TAB-19.3.3.1.1](#). Le dimensionnement de ces seuils n'est pas remis en cause par l'éventuelle intervention d'un partial trip [ ] .

Les seuils de protection « site » sont décalés automatiquement lorsque des défaillances collectrons sont détectées.

#### **2) Réglage des seuils de limitation et d'alarme LCO2 des fonctions de limitation et de surveillance du risque IPG**

Les seuils de limitation et d'alarme LCO2 sont réglés aux mêmes valeurs « étude » que le seuil générique d'arrêt automatique. Ces valeurs sont présentées dans le tableau [TAB-19.3.3.1.1](#).

Les seuils de limitation et d'alarme LCO2 « site » sont décalés automatiquement lorsque des défaillances collectrons sont détectées.

#### **3) Réglage du seuil d'alarme LCO1 de la fonction de surveillance du risque IPG**

L'alarme LCO1 par puissance linéique élevée intervenant dans la fonction de surveillance du risque IPG doit prévenir le risque de déclenchement de l'arrêt automatique : le seuil d'alarme en puissance linéique est égal à la valeur « étude » du seuil générique d'arrêt automatique minorée de [ ] %. Le seuil d'alarme en  $\Delta I$  est égal à la valeur « étude » du seuil d'AAR minorée de [ ] %.

Le seuil d'alarme LCO1 « étude » est présenté dans le tableau [TAB-19.3.3.1.1](#).

Le seuil d'alarme LCO1 « site » est décalé automatiquement lorsque des défaillances collectrons sont détectées.

Les seuils d'AAR de la fonction de protection contre le risque IPG, le seuil de limitation et les seuils d'alarme LCO2 et LCO1 des fonctions de limitation et de surveillance du risque IPG, valeurs « étude », sont finalement représentés sur la figure [FIG-19.3.3.1.4](#).

## **4. PRISE EN COMPTE DE FONCTIONNEMENTS DÉCONDITIONNANTS ET RECONDITIONNANTS**

L'étude des transitoires PCC-2 permet de déterminer les marges en DED par rapport à la limite technologique du combustible, compte tenu de modes de conditionnement de référence.

Tout mode de fonctionnement, qui s'écarte d'un mode de référence donné, modifiera la valeur des marges obtenue lors de l'analyse des transitoires :

- Si le mode de fonctionnement est moins pénalisant que le mode de référence considéré, alors les marges en DED seront plus importantes (fonctionnement dit « reconditionnant »).
- Si le mode de fonctionnement est plus pénalisant que le mode de référence considéré, alors les marges en DED seront réduites (fonctionnement dit "déconditionnant").

Le réglage des seuils de protection et d'alarme, vis-à-vis des transitoires PCC-2, est effectué, à partir d'un conditionnement de référence, de manière à garantir une marge provisionnelle en DED strictement positive, de manière à permettre le FPPI, qui est un fonctionnement déconditionnant par rapport au mode de fonctionnement de référence considéré.

La marge ainsi provisionnée est utilisée pour accommoder du FPPI ; on appelle « durée autorisée de FPPI » le temps de fonctionnement sur palier bas qui amène à une marge en DED en transitoire PCC-2 juste nulle à l'issue de ce FPPI. Cette durée maximale est d'autant plus importante que les marges obtenues pour le mode de fonctionnement de référence considéré l'étaient. La durée autorisée de FPPI est décomptée sous la forme d'un « crédit FPPI ».

En outre, l'étude des fonctionnements moins pénalisants que le fonctionnement courant permet de définir les lois de reconstitution du crédit FPPI, ou lois de reconditionnement. L'ensemble des études IPG permet d'établir les Spécifications Techniques d'Exploitation (STE) relatives à l'exploitation d'une tranche en suivi de réseau.

L'étude des modes de fonctionnement déconditionnants et reconditionnants permet de définir :

- les lois de déconditionnement, ou lois de consommation du crédit FPPI,
- les lois de reconditionnement, c'est-à-dire de reconstitution de ce même crédit,

nécessaires à l'établissement des Spécifications Techniques d'Exploitation.



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.3.1

PAGE 10/16

CENTRALES NUCLÉAIRES

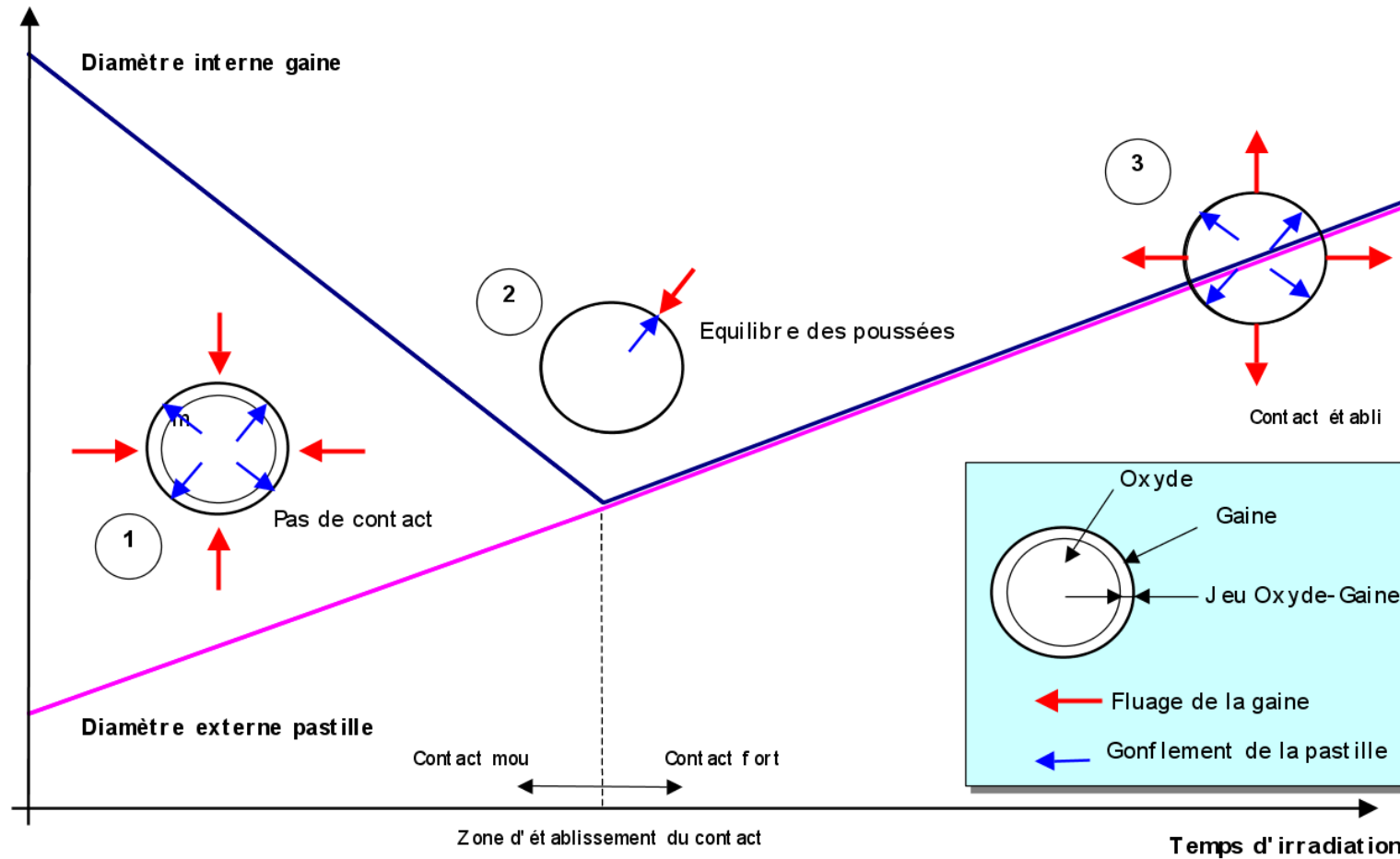
Palier EPR

## LISTE DES RÉFÉRENCES

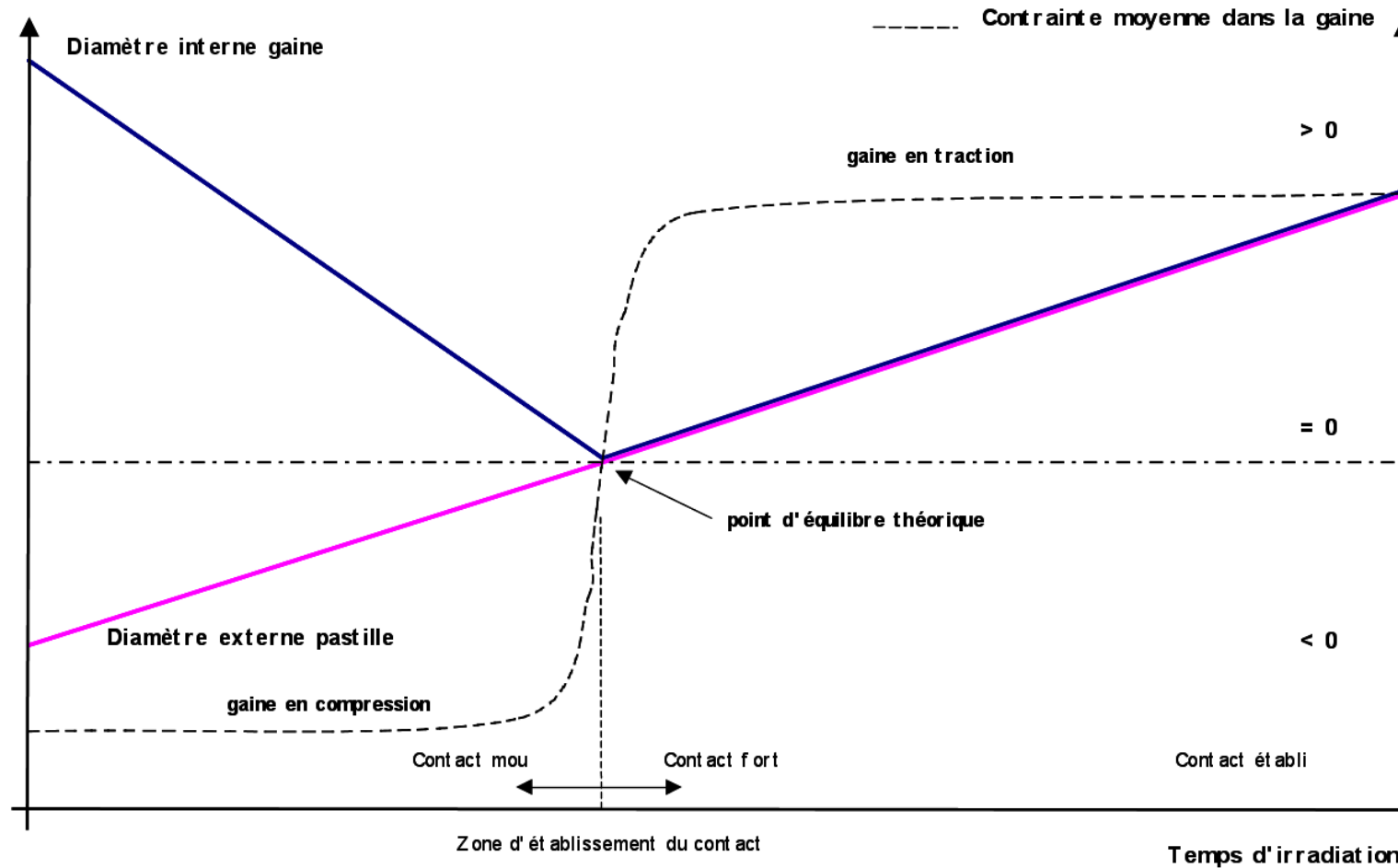
**TAB-19.3.3.1.1 SEUILS D'AAR GÉNÉRIQUE ET  
SPÉCIFIQUES, SEUIL DE LIMITATION ET SEUILS  
D'ALARME LCO1 ET LCO2 VIS-À-VIS DU RISQUE IPG**

□

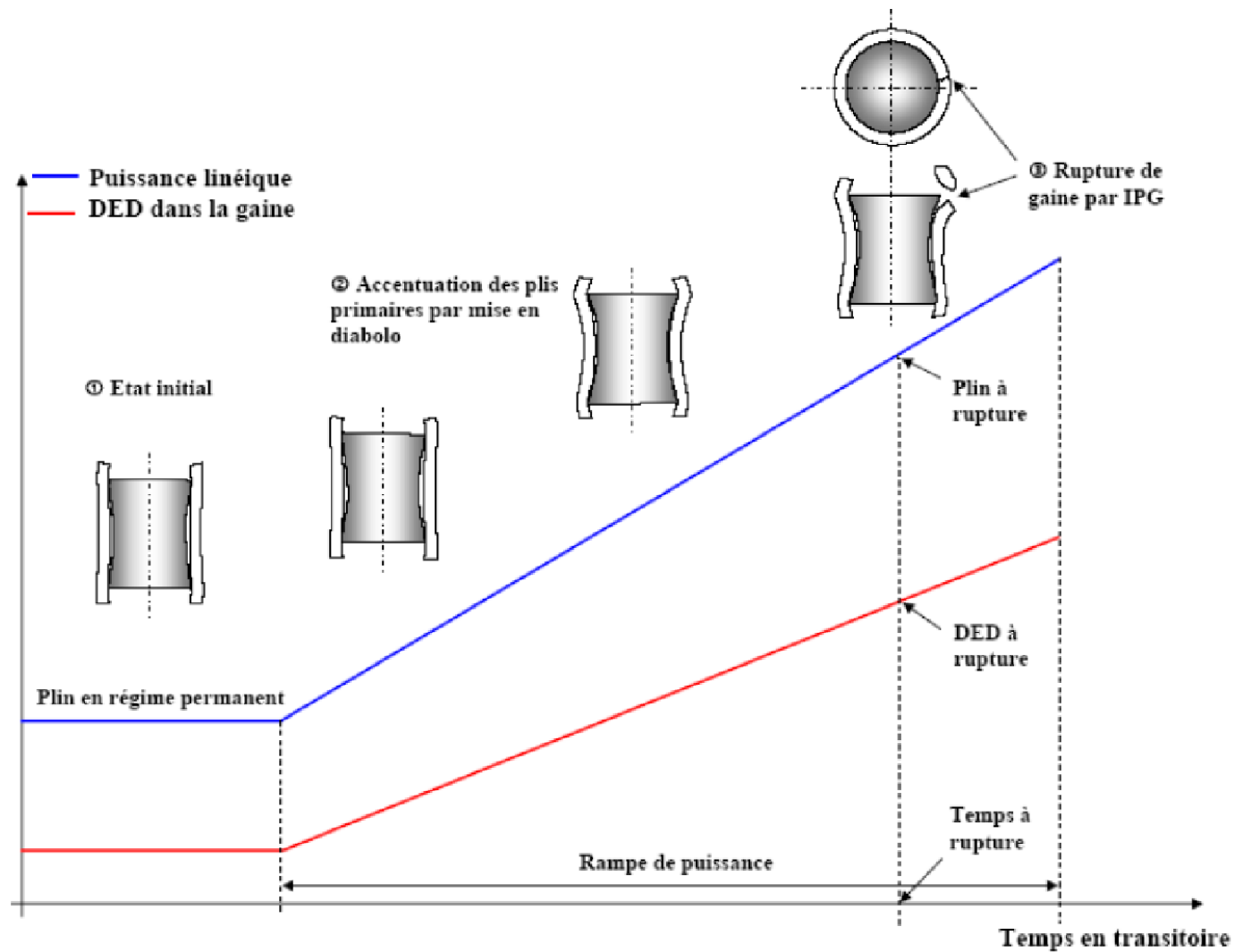
**FIG-19.3.3.1.1 MODIFICATIONS GÉOMÉTRIQUES DE LA PASTILLE ET DE LA GAINÉ EN RÉGIME PERMANENT**



**FIG-19.3.3.1.2 PROFIL D'ÉVOLUTION DE LA CONTRAINTE MOYENNE DANS LA GAINE EN RÉGIME PERMANENT**



**FIG-19.3.3.1.3 ILLUSTRATION DE LA PHÉNOMÉNOLOGIE DE L'IPG**







# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.3.1

PAGE 15/16

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## FIG-19.3.3.1.4 SEUILS IPG

□

□

Nota : □

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE 19

SECTION 3.3.1

PAGE 16/16

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

□

Nota : □

□

**SOMMAIRE**

<b>.19.ANNEXE19A</b>	<b>CODES DE CALCUL UTILISÉS DANS LE CHAPITRE 19</b>	<b>2</b>
1.	□	3
2.	□	3
2.1.	□	3
2.2.	□	3
2.3.	□	3
2.4.	□	3
3.	□	3
4.	□	3
4.1.	□	3
4.2.	□	3
5.	□	3
6.	□	3
7.	□	4
7.1.	□	4
7.2.	□	4
7.3.	□	4
7.4.	□	4
8.	□	4
8.1.	□	4
8.2.	□	4
8.3.	□	4
9.	□	4
10.	□	4
11.	□	4
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES.</b>		<b>5</b>



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

2/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**.19.ANNEXE19A CODES DE CALCUL UTILISÉS DANS LE CHAPITRE 19**

□



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

3/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

[□](#)

[1. □](#)

[□](#)

[2. □](#)

[2.1. □](#)

[□](#)

[2.2. □](#)

[□](#)

[2.3. □](#)

[□](#)

[2.4. □](#)

[□](#)

[3. □](#)

[□](#)

[4. □](#)

[□](#)

[4.1. □](#)

[□](#)

[4.2. □](#)

[□](#)

[5. □](#)

[□](#)

[6. □](#)

[□](#)



# RAPPORT DE SURETE

— DE FLAMANVILLE 3 —

Version Publique

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

4/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## 7.0

0

### 7.1.0

0

### 7.2.0

0

### 7.3.0

0

### 7.4.0

0

## 8.0

0

### 8.1.0

0

### 8.2.0

0

### 8.3.0

0

## 9.0

0

## 10.0

0

## 11.0

0



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

5/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**LISTE DES RÉFÉRENCES**



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

6/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

7/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19A

PAGE

8/8

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

## SOMMAIRE

<b>.19.ANNEXE19B CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A – JEU D'HYPOTHÈSES INTERMÉDIAIRES . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>1. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES DE LA TRANCHE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>2. MODE D'EXPLOITATION . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>3. CONDITIONS INITIALES DE LA TRANCHE . . . . .</b>	<b>3</b>
<b>4. COEFFICIENTS DE RÉACTIVITÉ . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>5. FISSION ET PUISSANCE RÉSIDUELLES APRÈS L'ARRÊT AUTOMATIQUE DU RÉACTEUR (AAR) . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6.1. FONCTIONS DE PROTECTION . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>6.2. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE NÉCESSAIRES A LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A . . . . .</b>	<b>4</b>
<b>7. PERMISSIFS . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>8. CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES DE SÛRETÉ . . . . .</b>	<b>5</b>
<b>9. CODES DE CALCUL UTILISÉS . . . . .</b>	<b>6</b>
<b>10. APPROCHE UTILISÉE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS CONCERNANT LE RAPPORT DE FLUX THERMIQUE CRITIQUE (RFTC) . . . . .</b>	<b>6</b>

**TABLEAUX :**

<b>TAB-19.ANNEXE19B.1 SIGNAUX PARTICIPANT A LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A.....</b>	<b>7</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.2 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LE SEUIL DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME ÉTROITE .....</b>	<b>12</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.3 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LES SEUILS DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME LARGE .....</b>	<b>13</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.4 CARACTÉRISTIQUES DES CHÂÎNES DE REFROIDISSEMENT SRU / EVU INTERMEDIAIRE ET EVU INTERMEDIAIRE / EVU PRINCIPAL .....</b>	<b>14</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.5 CARACTÉRISTIQUES DES VANNES GAVÉ-OUVERT DU PRESSURISEUR .....</b>	<b>15</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.6 CARACTÉRISTIQUES DE L'ISBP EN MODE RÉDUIT .....</b>	<b>16</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.7 CARACTÉRISTIQUES DE LA RE-ALIMENTATION DES BÂCHES ASG PAR LE SYSTEME JAC .....</b>	<b>17</b>
<b>TAB-19.ANNEXE19B.8 COEFFICIENT DENSITÉ MODÉRATEUR MINIMAL « RAISONNABLEMENT ENVELOPPE » .....</b>	<b>18</b>

## .19. ANNEXE19B CARACTÉRISTIQUES DE LA TRANCHE PRISES EN COMPTE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS RRC-A – JEU D'HYPOTHÈSES INTERMÉDIAIRES

Certaines études ont été réalisées avec un jeu d'hypothèses intermédiaires puis réconciliées avec le jeu d'hypothèses de la section 19.1.1. Le jeu d'hypothèses intermédiaires est présenté ci-dessous.

Dans cette section sont indiquées les caractéristiques de la tranche qui s'appliquent aux études d'accidents du sous-chapitre 19.1. Les caractéristiques spécifiques à une étude d'accident donnée sont précisées à la section consacrée à la description de cette étude d'accident.

Les caractéristiques de la tranche prises en compte dans les études d'accidents concernent :

- les données géométriques de la tranche,
- les conditions initiales de la tranche (prenant en compte les différents modes d'exploitation de la tranche),
- les coefficients de réactivité,
- la puissance résiduelle,
- les signaux d'instrumentation et de contrôle relatifs à l'Arrêt Automatique du Réacteur et au fonctionnement des systèmes de sûreté,
- les caractéristiques des systèmes de sûreté.

### 1. DONNÉES GÉOMÉTRIQUES DE LA TRANCHE

Les données géométriques de la tranche sont fournies au paragraphe 1 du sous-chapitre 15.1.

### 2. MODE D'EXPLOITATION

La description des différents modes d'exploitation est fournie au paragraphe 2 du sous-chapitre 15.1.

### 3. CONDITIONS INITIALES DE LA TRANCHE

Les valeurs nominales des grandeurs caractéristiques de l'état initial de la tranche, ainsi que les incertitudes maximales qui leurs sont associées, sont définies au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1.

Ces grandeurs sont prises soit à leur valeur nominale, soit pénalisées lorsqu'elles représentent des paramètres dominants, conformément aux principes énoncés à la section 19.1.0.

Pour les accidents analysés vis-à-vis du Rapport de Flux Thermique Critique (RFTC) listés au § 10. du présent chapitre, le RFTC physique initial est un paramètre dominant de l'analyse : conformément aux principes énoncés à la section 19.1.0, il peut être pris à une valeur « raisonnablement enveloppe » du fonctionnement normal.

La valeur retenue pour le RFTC physique initial est de  $\square$ . Cette valeur couvre tous les cycles de la première gestion décrits dans le sous-chapitre 4.3 et prend en compte des incertitudes et pénalités sur les grandeurs qui influencent le RFTC  $\square$  afin de couvrir une certaine variabilité de ces grandeurs au cours de la vie de la tranche : cette démarche lui confère un taux de couverture élevé.

Les points de fonctionnement considérés sont ceux définis au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1. La prolongation de cycle n'est pas prise en compte pour les études du sous-chapitre 19.1.

La prise en compte du mélange des débits dans la cuve du réacteur est décrite au paragraphe 3 du sous-chapitre 15.1.

#### 4. COEFFICIENTS DE RÉACTIVITÉ

Les éléments relatifs aux coefficients de réactivité sont fournis au paragraphe 4 du sous-chapitre 15.1. Les valeurs fournies dans le sous-chapitre 15.1 incluent des incertitudes, pénalités et provisions. Leur taux de couverture est donc maximal.

Pour le coefficient de densité du modérateur minimal, deux abaques « raisonnablement enveloppe » sont fournis au tableau [TAB-19.ANNEXE19B.8](#).

#### 5. FISSION ET PUISSANCE RÉSIDUELLES APRÈS L'ARRÊT AUTOMATIQUE DU RÉACTEUR (AAR)

Les éléments relatifs à la puissance résiduelle sont fournis au paragraphe 5 du sous-chapitre 15.1.

#### 6. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE

##### 6.1. FONCTIONS DE PROTECTION

L'ensemble des chaînes de protection est décrit au paragraphe 6 du sous-chapitre 15.1. Ces protections sont implémentées dans le PS.

Les listes des chaînes de protection F1 mentionnées ci-dessus n'intègrent pas les actions manuelles F1 ; celles-ci sont abordées dans le chapitre traitant de l'étude d'accident considérée.

##### 6.2. FONCTIONS DE CONTRÔLE COMMANDE NÉCESSAIRES A LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A

Les signaux des fonctions automatiques participant à la gestion des situations RRC-A sont listés dans le tableau [TAB-19.ANNEXE19B.1](#).

Lorsque cela n'est pas précisé ces fonctions sont implémentées dans des systèmes indépendants du PS.

Les temps apparaissant dans les tableaux correspondent aux délais de réponse globale T des chaînes I&C que ce soit pour un AAR ou une action d'un système de sauvegarde. Le délai de réponse globale des chaînes I&C  $T = T_1 + T_2$  comprend un temps  $T_1$  de réponse de la chaîne de mesure et un temps  $T_2$  de traitement du signal de l'automate concerné. De plus, figurent également les temps  $T_{action}$  incluant, en plus du délai de réponse des chaînes I&C, la durée de manœuvre des actionneurs comme la chute des grappes (AAR) ou l'atteinte de la vitesse nominale pour une pompe ou l'ouverture à 100% en ce qui concerne une vanne. Les valeurs mentionnées sont des valeurs maximales. Dans les études où un temps d'action minimal est pénalisant, l'action est considérée comme instantanée.

Les signaux participant aux dispositions RRC-A qui conduisent à un AAR, sont listés ci-dessous :

- Niveau GV diversifié (gamme large) inférieur au seuil MIN3,
- Température branche froide diversifiée inférieure au seuil MIN1,

L'atteinte de ce seuil conduit également à la fermeture des 4 VIV.

- Pression branche chaude inférieure au seuil MIN2,
- Pression GV supérieure au seuil MAX1,
- Puissance thermique élevée.

Le signal d'AAR diversifié entraîne l'émission du signal de déclenchement turbine et l'isolement de la ligne grand débit ARE. □.

La mise en service automatique de l'IS est assurée par les signaux pression branche chaude inférieure à MIN3 et niveau boucle inférieur à MIN1 pour les états d'arrêt après activation du permissif associé. Un refroidissement partiel est initié par le signal de pression branche chaude inférieure à MIN3. De plus, le signal IS diversifié entraîne l'activation de l'isolement enceinte phase 1. La mise en service d'un train ISBP en mode débit réduit est également possible pour les états d'arrêt si le signal IS est activé sur niveau boucle inférieur à MIN1 et si le niveau boucle n'est pas retrouvé après temporisation.

L'ASG est mise en service automatiquement lorsque le niveau GV (gamme large) devient inférieur au seuil MIN4.

L'isolement de la ligne petit débit ARE dans un GV est obtenu lorsque le niveau GV (gamme large) dans ce GV est supérieur au seuil MAX1 afin d'éviter le remplissage du GV après un AAR avec perte du PS.

L'ouverture automatique de la vanne d'isolement du VDA et l'activation du régulateur de pression GV sont obtenus lorsque la pression du secondaire devient supérieure au seuil MAX2.

La mise en service automatique du RBS est obtenue sur signal ATWS. Cette fonction est implémentée dans le PS.

Le signal ATWS est émis par le PS lorsque les capteurs de position des grappes détectent qu'au moins deux des quatre-vingt-neuf grappes n'ont pas chuté.

Le déclenchement des pompes primaires est obtenu pour le signal suivant :

- Niveau GV (gamme étroite) inférieur au seuil MIN1 et signal ATWS (implémenté dans le PS).

Il existe également une fonction automatique de « chute des grappes sur perte ARE » qui permet d'obtenir, avant que le signal d'AAR ne soit émis, la chute des grappes, le déclenchement turbine et l'isolement de la ligne grand débit ARE, lorsque le débit ARE devient trop faible et que la puissance thermique cœur est élevée. Cette fonction est désactivée dès lors que le signal d'AAR est émis par le PS.

De plus, une fonction automatique permet d'activer le refroidissement diversifié des  pompes ISBP connectées à la chaîne de refroidissement diversifiée. Cette fonction, assurée au PS, est utilisée lorsque le refroidissement ne peut plus être assuré par le RRI.

Les actions opérateur liées aux dispositions RRC-A sont abordées dans les chapitres des accidents où elles sont considérées.

## **7. PERMISSIFS**

Les permissifs relatifs aux chaînes de contrôle commande du PS nécessaires à la gestion des situations RRC-A sont décrits au paragraphe 8 du sous-chapitre 15.1.

La logique du permissif P12 diversifié est identique à celle implémentée dans le PS.

## **8. CARACTÉRISTIQUES DES SYSTÈMES DE SÛRETÉ**

La liste des systèmes réalisant des fonctions F1A et/ou F1B est donnée au paragraphe 9 du sous-chapitre 15.1.

Les systèmes réalisant des fonctions F2 spécifiques aux dispositions RRC-A sont :

- les diesels SBO ;

- le DEL utilisé pour le refroidissement diversifié des pompes ISBP ;
- les chaînes de refroidissement SRU / EVU intermédiaire et EVU intermédiaire / EVU principal, l'EVU fonctionnant en mode aspersion ;
- les vannes de la ligne gavé-ouvert du pressuriseur ;
- le troisième train PTR ;
- l'ISBP en mode réduit.

Leurs caractéristiques sont données dans les tableaux [TAB-19. ANNEXE19B.4](#), [TAB-19. ANNEXE19B.5](#) et [TAB-19. ANNEXE19B.6](#).

Les vannes manuelles de relignage de l'ASG classées F1A sont également utilisées pour la réalimentation de la bêche ASG. Les caractéristiques des systèmes associés à cette disposition RRC-A sont fournies dans le tableau [TAB-19. ANNEXE19B.7](#).



## **9. CODES DE CALCUL UTILISÉS**

Des descriptions sommaires des principaux codes utilisés pour la réalisation des études de Conditions de Fonctionnement RRC-A sont données dans l'Annexe 19A.

Pour chaque étude d'accident présentée au sous-chapitre 19.1, le code utilisé pour la réalisation des calculs est précisé.

## **10. APPROCHE UTILISÉE DANS LES ÉTUDES D'ACCIDENTS CONCERNANT LE RAPPORT DE FLUX THERMIQUE CRITIQUE (RFTC)**

L'approche générale est détaillée dans le chapitre traitant de la conception thermohydraulique du cœur (voir sous-chapitre 4.4). Des éléments sont également fournis au paragraphe 11 du sous-chapitre 15.1.

Les Conditions de Fonctionnement RRC-A présentées au sous-chapitre 19.1 qui sont analysées vis-à-vis du Rapport de Flux Thermique Critique (RFTC) sont des transitoires de Type III tel que défini au sous-chapitre 4.4. Elles sont listées ci-dessous :

- ATWS par défaillance du système de protection – perte totale de l'alimentation normale en eau des GV (état A),
- ATWS par défaillance du système de protection – perte totale de charge secondaire (état A),
- ATWS par défaillance du système de protection – augmentation excessive de débit vapeur (état A),
- ATWS par défaillance du système de protection – Petite brèche vapeur hors enceinte en amont des VIV (état A),

L'approche mise en œuvre vis-à-vis du RFTC dépend du transitoire étudié et est précisée dans le chapitre concerné.



**TAB-19.ANNEXE19B.1 SIGNAUX PARTICIPANT A LA GESTION DES SITUATIONS RRC-A**

□

(1) □

(2) □

(3) □

(4) □



□

(1) □

(2) □

(3) □

(4) □

□

(1) □

(2) □



□

(1) □

(2) □

(3) □

(4) □

(5) □

□

□

(1) □

**TAB-19.ANNEXE19B.2 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LE SEUIL DE PROTECTION  
SUR NIVEAU GV GAMME ÉTROITE**

□

## **TAB-19.ANNEXE19B.3 INCERTITUDES SUR LE NIVEAU POUR LES SEUILS DE PROTECTION SUR NIVEAU GV GAMME LARGE**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19B

PAGE

14/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.ANNEXE19B.4 CARACTÉRISTIQUES DES**  
**CHAÎNES DE REFROIDISSEMENT SRU / EVU**  
**INTERMEDIAIRE ET EVU INTERMEDIAIRE / EVU**  
**PRINCIPAL**

□





**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19B

PAGE

15/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.ANNEXE19B.5 CARACTÉRISTIQUES DES VANNES  
GAVÉ-OUVERT DU PRESSURISEUR**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19B

PAGE

16/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.ANNEXE19B.6 CARACTÉRISTIQUES DE L'ISBP EN  
MODE RÉDUIT**

□



**RAPPORT DE SURETE**

**— DE FLAMANVILLE 3 —**

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19B

PAGE

17/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.ANNEXE19B.7 CARACTÉRISTIQUES DE LA RE-  
ALIMENTATION DES BÂCHES ASG PAR LE SYSTEME JAC**

□



**RAPPORT DE SURETE**

— DE FLAMANVILLE 3 —

**Version Publique**

Edition DEMANDE DE MISE EN SERVICE

CHAPITRE

19

SECTION

ANNE-  
XE19B

PAGE

18/18

CENTRALES NUCLÉAIRES

Palier EPR

**TAB-19.ANNEXE19B.8 COEFFICIENT DENSITÉ  
MODÉRATEUR MINIMAL « RAISONNABLEMENT  
ENVELOPPE »**

□