



HAL
open science

Études d'accidents du Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur Gaz (RNR-G) en support aux études de sûreté de son combustible

Vincent Gatin

► **To cite this version:**

Vincent Gatin. Études d'accidents du Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur Gaz (RNR-G) en support aux études de sûreté de son combustible. Autre. 2010. dumas-00578164

HAL Id: dumas-00578164

<https://dumas.ccsd.cnrs.fr/dumas-00578164>

Submitted on 18 Mar 2011

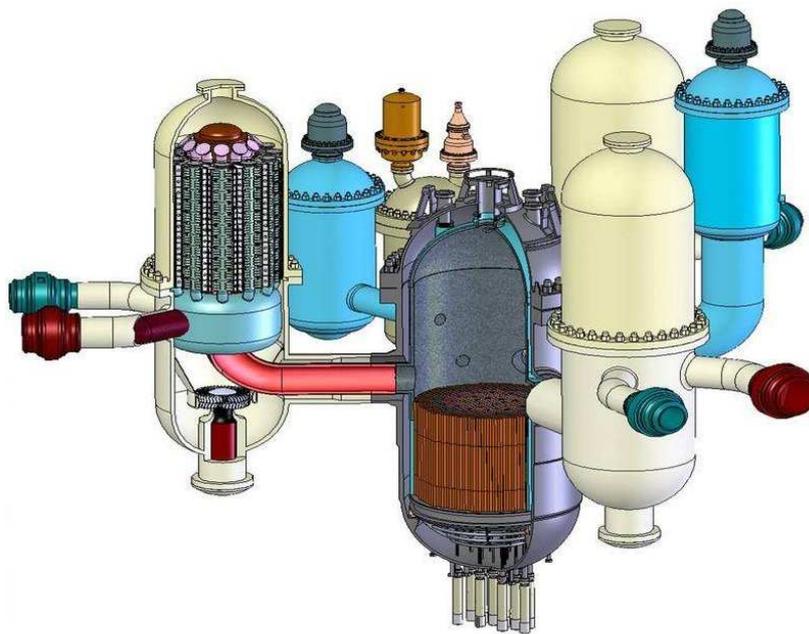
HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Rapport Final de Travail de Fin d'études

Etudes d'accidents du Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur Gaz (RNR-G) en support aux études de sûreté de son combustible

Vincent GATIN



Tuteurs :

ECL :
Ségolène Callard

Entreprise :
Frédéric Bertrand

Option : Energie

Filière : Energie d'Infrastructure

Métier : Ingénieur Recherche et Développement

Remerciements

Je tiens à remercier tout d'abord mon tuteur de stage, Frédéric Bertrand, chef du Laboratoire d'études de Sûreté et de Maîtrise des Risques (LSMR), pour son aide, ses connaissances et sa rigueur scientifique indispensables à l'accomplissement de ce travail.

Je remercie également Xavier Ingremeau, doctorant au Service d'Etude des Systèmes Innovants (SESI), pour son aide sur les calculs de réactivité avec le logiciel MACCAO et le code ERANOS.

Je tiens à remercier Christine Guéneau et sa stagiaire Sorani Ounoughi du Département de Physico-Chimie de Saclay pour leur aide précieuse en thermochimie et leurs calculs THERMO-CALC indispensables à mon travail.

Je remercie enfin l'ensemble des membres du LSMR pour leur accueil sympathique et l'ambiance de travail agréable.

Je souhaite enfin remercier l'ensemble des stagiaires du SESI, et en particulier Laetitia Ascione et Alexis Maître, pour l'entraide sur les problèmes de programmation et d'interprétation des résultats du code CATHARE2.

Résumé du rapport :

Le Réacteur à Neutrons Rapides et à caloporteur Gaz (RNR-G) est l'un des six concepts retenus par le Forum International Génération IV et il est étudié par le Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives (CEA), en complément du RNR-sodium, en tant que filière alternative de long terme. Le sujet du stage a pour cadre l'étude des accidents graves à la pré-conception du RNR-G en vue de l'étude de sûreté de son combustible. L'objectif est, pour des situations accidentelles sévères et à faible probabilité d'occurrence, de prévenir une dégradation étendue du cœur et d'en limiter les conséquences. Le stage a consisté à adopter une approche multi-physique, pour divers scénarios, en couplant les résultats de codes de calculs « mono-disciplinaire » avec des modèles analytiques simplifiés, en complément d'études existantes.

Parmi ces situations accidentelles sévères, l'Accident de Perte de Réfrigérant Primaire (brèches) sans chute des barres d'arrêt se révèle difficile à maîtriser sur des temps très longs, et ceci notamment en raison d'un effet neutronique pénalisant de l'injection d'azote, modélisé dans les calculs de transitoires par une insertion de réactivité et une division du coefficient de vidange du caloporteur. Une stratégie de contrôle de l'accident permet d'en limiter les conséquences mais elle ne suffit pas à maintenir le gainage en SiC à une température inférieure à 1850°C (température de début de liquéfaction des matériaux) plus de 1h20 après le début de l'accident.

Des transitoires d'entrée d'air (brèche sur le circuit primaire et sur l'enceinte rapprochée) avec chute des barres et injection d'azote ont été étudiés du point de vue de l'oxydation du SiC. Un modèle analytique simplifié, prenant en entrée les résultats des calculs CATHARE2, a été élaboré pour suivre la cinétique de l'oxydation passive et évaluer le risque de transition vers un régime d'oxydation active susceptible de dégrader le gainage. Il apparaît que les situations étudiées (brèche primaire 10", rupture du crossduct...) ne risquent pas de dégrader sévèrement le gainage.

L'application du modèle d'interdiffusion d'Eremeev à l'interface entre le combustible et le liner métallique en tungstène permet d'estimer la cinétique de dégradation du liner et donc le risque de perte de confinement des produits de fission gazeux. Bien qu'imparfait, il fournit, dans le cas d'un APRP (3") non protégé, une cinétique de formation d'une couche de W_2C de 1 à 2 $\mu m/h$, à condition de ne pas avoir formé une phase liquide. Avec les hypothèses et les données retenues, l'interdiffusion à l'interface combustible-liner ne risque pas de trop dégrader le liner mais il convient surtout d'éviter la formation possible d'une phase liquide à 1850°C.

Des scénarios d'accidents graves de fusion du cœur et d'ébullition du corium ont été étudiés à l'aide d'un modèle analytique simple couplant neutronique, thermique et thermodynamique. L'étude a permis de dégager des premiers ordres de grandeur (cinétique de fusion, d'ébullition et d'élévation de pression) et elle devrait idéalement être améliorée par une modélisation plus fine des phénomènes physiques.

Mots-clés libres :

RNR-G ; nucléaire ; accident ; neutronique ; thermohydraulique ; thermochimie ; CATHARE2

Abstract :

The Gas-cooled Fast Reactor (GFR) is one of the six systems selected by the Generation IV International Forum and is also studied by the French Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives (CEA), in parallel of the Sodium-cooled Fast Reactor (SFR), as its long term alternative. This internship deals with the study of severe accidents in the frame of the preliminary design. The objective is, for some unlikely severe accidental situations, to prevent a core degradation extension and to limit its consequences. The internship has consisted in adopting a multidisciplinary approach, for some accidents, by coupling the results of "mono-disciplinary" calculation codes with simplified analytical models, as a supplement of previous studies.

Among these severe accidents is the Unprotected Loss Of Coolant Accident (ULOCA) which appears to be difficult to control for long times, partly because of a penalizing neutronics effect of nitrogen injection, modeled during transient calculations by a reactivity insertion and a reduction of the coolant void effect coefficient. A strategy of accident control could be foreseen but should not be enough to maintain the clad temperature below 1850°C (liquid formation temperature) longer than 1h20 after the accident beginning.

Air ingress transients (breaks on the primary circuit and on the close containment), with scram actuated and nitrogen injection, have been studied regarding SiC oxidation. A simplified analytical model, using CATHARE2 calculations results, has been developed to estimate the silica layer growth rate and the possible transition towards an active oxidation mode synonymous with clad degradation. Studied situations (10" primary break, rupture of the cross-duct...) do not seem to be able to severely damage the cladding.

The application of Ermeev diffusion model at the fuel/liner interface is a method to follow the kinetics of the tungsten liner degradation and then the risk of losing the confinement of gaseous fission products function. While non-perfect, preliminary results show, in the example of an ULOCA (3" break), an estimated W₂C layer growth rate of 1 to 2 µm/h, on condition that no liquid phase appears. With the given hypothesis and data, the diffusion process at the fuel/liner interface doesn't seem to really damage the liner, but avoiding a liquid phase formation at 1850°C is critical.

Severe accident scenarios of core melting and corium boiling have been studied with a simple analytical model coupling neutronics, heat transfers and thermodynamics. The study has allowed to calculate first orders of magnitude (kinetics of melting, boiling and pressure rising) and should ideally be improved with a more detailed modeling of physical phenomenon.

Keywords :

GFR ; nuclear ; accident ; neutronics, thermal-hydraulics ; thermochemistry ; CATHARE2

Tables des matières

REMERCIEMENTS.....	1
TABLES DES MATIÈRES	4
TABLE DES ILLUSTRATIONS	7
INTRODUCTION	9
1. CONTEXTE ET SUJET DU STAGE	10
1.1. LE CONTEXTE	10
1.1.1 LE CENTRE DE CADARACHE	10
1.1.2 LE DEPARTEMENT D'ETUDES DES REACTEURS.....	10
1.1.3 LE SERVICE D'ETUDES DES SYSTEMES INNOVANTS (SESI).....	10
1.2. LE REACTEUR A NEUTRONS RAPIDES A CALOPORTEUR GAZ	11
1.2.1 LES ATOUTS D'UN SPECTRE RAPIDE ET D'UN CALOPORTEUR GAZ	11
1.2.2 PRESENTATION TECHNOLOGIQUE DU RNR-G.....	13
1.2.3 LE COMBUSTIBLE DU RNR-G	14
1.2.4 RECHERCHE ET DEVELOPPEMENT : HISTORIQUE ET PERSPECTIVES	16
1.3. SURETE NUCLEAIRE ET ETUDE DES ACCIDENTS GRAVES	18
1.3.1 SURETE NUCLEAIRE : GENERALITES.....	18
1.3.2 APPROCHE DE SURETE DU RNR-G.....	18
1.3.3 LES ETUDES PROBABILISTES DE SURETE.....	20
1.3.4 LES ACCIDENTS GRAVES	20
1.4. SIMULATION DE TRANSITOIRES ACCIDENTELS AVEC LE CODE CATHARE2	22
2. L'INJECTION D'AZOTE ET SES EFFETS THERMOHYDRAULIQUES, NEUTRONIQUES ET CHIMIQUES	23
2.1. CAS D'ETUDE ET RESULTATS PRELIMINAIRES	23
2.1.1 EVOLUTION DU REACTEUR SANS INJECTION DE GAZ	24
2.1.2 SIMULATION D'UNE INJECTION D'HELIUM	25
2.1.3 SIMULATION D'UNE INJECTION D'AZOTE A 14 BAR	25
2.2. EFFETS SUR LA REACTIVITE	26
2.2.1 JUSTIFICATION DE L'ÉTUDE	26
2.2.2 EFFETS SUR LA REACTIVITE DU CHANGEMENT HELIUM-AZOTE	28
2.2.3 EFFETS SUR LA REACTIVITE DE LA PRESSURISATION EN AZOTE.....	29
2.2.4 MODELISATION DE L'INSERTION DE REACTIVITE AVEC CATHARE2	30
2.2.5 INFLUENCE DE LA MODELISATION DE L'EFFET NEUTRONIQUE.....	31
2.3. MODE D'INJECTION DE L'AZOTE	31
2.3.1 INJECTION D'AZOTE A P = 14 BAR OU P = 30 BAR	31
2.3.2 DECHARGE MOINS TARDIVE DES ACCUMULATEURS.....	32
2.3.3 ÉTUDE DE L'INTERET DE 4 ACCUMULATEURS EN AZOTE DE 540 m ³	33

2.3.4	STRATEGIE DE MITIGATION DE L'ACCIDENT.....	34
2.3.5	ETUDE DE L'INJECTION D'UN ABSORBANT NEUTRONIQUE.....	35
2.4.	NITRURATION DU SiC	36
2.4.1	THERMODYNAMIQUE.....	36
2.4.2	CINETIQUE.....	37
2.4.3	RESULTATS DES TRANSITOIRES ACCIDENTELS	37
2.5.	CONCLUSION	38
3.	ENTRÉE D'AIR ET OXYDATION DU GAINAGE.....	39
3.1.	CAS D'ETUDE ET RESULTATS PRELIMINAIRES	39
3.2.	OXYDATION DU SiC.....	40
3.2.1	PHÉNOMÉNOLOGIE :	40
3.2.2	INFLUENCE DE LA MICROSTRUCTURE DU COMPOSITE.....	40
3.2.3	APPROCHE THERMODYNAMIQUE	41
3.2.4	CINETIQUE CHIMIQUE DE L'OXYDATION PASSIVE	41
3.2.5	CINETIQUE CHIMIQUE DE L'OXYDATION ACTIVE.....	42
3.3.	MODELISATION ANALYTIQUE DE L'OXYDATION DU SiC	43
3.3.1	OXYDATION PASSIVE	43
3.3.2	OXYDATION ACTIVE	44
3.3.3	MODELE THERMIQUE COMPLET	44
3.3.4	EVOLUTION DE LA COUCHE DE SILICE.....	45
3.4.	RESULTATS DES CALCULS DE THERMOHYDRAULIQUE ET DE CINETIQUE CHIMIQUE.....	46
3.4.1	CALCUL DE LA PRESSION PARTIELLE EN OXYGENE	46
3.4.2	L'ECHAUFFEMENT RESULTANT DE L'OXYDATION PASSIVE	47
3.4.3	SCENARIO 1 : BRECHE PRIMAIRE 10" ET BRECHE 10" ENCEINTE RAPPROCHEE, MODELISATION BR PAR UN VOLUME DE 30000 M ³ , INJECTION D'AZOTE	47
3.4.4	SCENARIO 2 : BRECHE PRIMAIRE 10" ET BRECHE 10" ENCEINTE RAPPROCHEE, MODELISATION BR PAR UN VOLUME DE 60000 M ³ , INJECTION D'AZOTE	48
3.4.5	SCENARIO 3 : RUPTURE CROSSDUCT, BRECHE 10" ENCEINTE RAPPROCHEE, MODELISATION BR PAR UN VOLUME DE 60000 M ³ ET INJECTION D'AZOTE.....	49
3.5.	CONCLUSION	50
4.	INTERACTIONS THERMOCHIMIQUES (U,Pu)C – W – SiC	51
4.1.	RESULTATS PRELIMINAIRES	51
4.1.1	GÉNÉRALITÉS	51
4.1.2	INTERACTION (U,Pu)C / LINER (D'APRES [27]).....	51
4.2.	DEMARCHE POUR APPLIQUER LE MODELE D'EREMEEV A DES TRANSITOIRES ACCIDENTELS DU RNR-G.....	52
4.3.	RESULTATS.....	53
4.3.1	SCENARIO 1 : APRP (3") NON PROTEGE AVEC INJECTION D'AZOTE	53

4.3.2	SCENARIO 2 : ACCIDENT DE PERTE DE DEBIT PRIMAIRE NON PROTEGE ET REPLI DES SOUFLANTES PRIMAIRES A 10% DE LEUR VITESSE NOMINALE.....	54
4.4.	CONCLUSION	56
5.	FUSION DU CŒUR ET ÉBULLITION DU CORIUM	57
5.1.	PRINCIPE ET RESULTATS PRELIMINAIRES	57
5.1.1	ASPECTS THERMIQUES DU BOUCHAGE TOTAL INSTANTANE (BTI)	57
5.1.2	INFLUENCE SUR LA REACTIVITE DU BTI	57
5.1.3	DONNEES THERMODYNAMIQUES	58
5.1.4	PRESSIONS DE VAPEUR SATURANTES DES MATERIAUX DU CŒUR	59
5.1.5	LE DEBIT DE BRECHE	60
5.2.	SCENARIO SANS EXCURSION DE PUISSANCE	61
5.2.1	ASPECT NEUTRONIQUE : MODELE DE CINETIQUE PONCTUELLE	62
5.2.2	ASPECT THERMIQUE	64
5.2.3	BILAN DE MASSE ET EVOLUTION DE LA PRESSION PRIMAIRE	65
5.2.4	DISCUSSIONS SUR L'ENSEMBLE DES HYPOTHESES FORMULEES	65
5.2.5	RESULTATS.....	66
5.3.	SCENARIO AVEC EXCURSION DE PUISSANCE AVANT L'EBULLITION.....	67
5.3.1	ASPECT NEUTRONIQUE	68
5.3.2	ASPECT THERMIQUE	68
5.3.3	EXCURSION DE PUISSANCE.....	69
5.3.4	FORMATION D'UN BAIN LIQUIDE.....	69
5.3.5	EBULLITION DU LIQUIDE EN SITUATION PRESSURISEE (SANS BRECHE)	70
5.3.6	EBULLITION DU LIQUIDE EN SITUATION DEPRESSURISEE (BRECHE).....	70
5.4.	SCENARIO AVEC EXCURSION DE PUISSANCE PENDANT L'EBULLITION	71
5.4.1	HYPOTHÈSES DE L'ÉTUDE	71
5.4.2	RESULTATS.....	72
5.5.	CONCLUSION	73
	CONCLUSION.....	74
	BIBLIOGRAPHIE	75
	TABLES DES ANNEXES	77

Table des illustrations

Figure 1 : le calendrier des générations nucléaires en France (photographies EDF, AREVA, CEA).....	12
Figure 2 : conversion d'énergie du RNR-G par cycle indirect combiné [1].....	13
Figure 3 : Vues en coupe du bâtiment réacteur et du circuit primaire [8], [11].....	14
Figure 4 : plaque combustible macro-structurée (gauche) contenue dans l'assemblage hexagonal à plaques (droite) [11].....	15
Figure 5 : concept de cœur à aiguilles.....	15
Figure 6 : Alvéoles avec pastilles de combustible pour le concept à plaques [1].....	16
Figure 7 : bâtiment réacteur et concept à 1 boucle d'ALLEGRO [13].....	17
Figure 8 : méthodologie de l'analyse de sûreté à la conception [9].....	19
Figure 9 : Schéma global du modèle CATHARE2 du GFR 2400MWth.....	22
Figure 10 : Evolution de quelques paramètres pendant le transitoire sans injection de gaz....	24
Figure 11 : Evolution de la température de la gaine en partie supérieure du cœur (en bleu) et du débit Downcomer (en vert) - injection d'hélium par 3 accumulateurs (à gauche) pour P = 40 bar ou par 5 accumulateurs (à droite) pour P = 20 bar.....	25
Figure 12 : Evolution de la température de la gaine et de la puissance thermique du cœur pour une injection d'azote à P = 14 bar.....	26
Figure 13 : masse volumique et fraction massique en azote du gaz lors de l'injection.....	27
Figure 14 : Synthèse des résultats ERANOS – variation de réactivité en fonction de la densité.....	30
Figure 15 : A gauche, évolution de la réactivité totale (en bleu) et des coefficients neutroniques pendant l'injection d'azote. A droite, puissance du cœur.....	30
Figure 16 : Puissance du cœur et température de la gaine face interne en partie supérieure du cœur avec ou sans modélisation de l'effet neutronique de l'azote.....	31
Figure 17 : comparaison de la température maximale du combustible et de la puissance du cœur - injection 14 ou 30 bar.....	32
Figure 18 : évolution de la température maximale de gaine et de la puissance thermique du cœur pour plusieurs pressions d'injections d'azote différentes.....	33
Figure 19 : comparaison de la pression primaire (à gauche) et de la température de gaine face interne en haut du cœur (à droite) pour des injections d'azote par 3 ou 4 accumulateurs.....	34
Figure 20 : comparaison de la température de la gaine en haut du cœur entre une situation de simple injection à P=40 bar et pour une stratégie plus complète de contrôle de l'accident.....	35
Figure 21 : Coefficients neutroniques et réactivité (à gauche); température maximale de la gaine (à droite) lors de l'injection du mélange N ₂ -5%He ₃	36
Figure 22 : Diagramme de phase du système Si-C-N [25] (à gauche) et températures de transition de la réaction de nitruration en fonction de la pression partielle en azote.....	37
Figure 29 : comparaison entre les températures max et min du gainage et la température de transition de la nitruration, estimée à partir de la pression partielle en azote (Figure 28).....	38
Figure 24 : Mécanisme de dégradation du composite PyC-SiC/SiCf [20].....	40

Figure 25 : comparaison entre la température calculée par CATHARE2 et celle calculée par le modèle simple intégrant l'oxydation pour le scénario de rupture du crossduct avec une enceinte rapprochée intacte	47
Figure 26 : Evolution de la température de gaine par rapport à la température de transition (à gauche) et épaisseur de la couche de silice (à droite) – scénario 1, BR 30000 m ³	48
Figure 27 : Evolution de la température de gaine et du débit Downcomer lors des transitoires brèches 10"-10" pour deux volumes BR différents (30000 et 60000 m ³).....	49
Figure 28 : Evolution de la température de gaine par rapport à la température de transition (à gauche) et épaisseur de la couche de silice (à droite) – scénario 2, BR 60000 m ³	49
Figure 29 : Evolution de la température de gaine par rapport à la température de transition (à gauche) et épaisseur de la couche de silice (à droite) – scénario 3	50
Figure 30 : profil de température d'un assemblage (à gauche) et épaisseur de la couche de W ₂ C formée à l'interface (à droite) dans la zone COEUR0	54
Figure 31 : épaisseur de la couche de W ₂ C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite)	54
Figure 32 : profil de température d'un assemblage (à gauche) et épaisseur de la couche de W ₂ C formée à l'interface (à droite) dans la zone COEUR0	55
Figure 33 : épaisseur de la couche de W ₂ C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite) – données actualisées.....	55
Figure 34 : épaisseur de la couche de W ₂ C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite) – données non actualisées (issues de [26])	56
Figure 35 : Pressions de vapeur saturante des composants du bain liquide (en bar) en fonction de la température (en abscisse : $x=10000/T$) calculées avec THERMO-CALC.....	60
Figure 36 : comparaison entre deux méthodes de calcul de la puissance neutronique	63
Figure 37 : Evolution de la température du ou des assemblages bouchés (1 à gauche, 7 à droite)	66
Figure 38 : Evolution de la pression primaire pour 1 ou 7 assemblage(s) fondu(s)	67
Figure 39 : Evolution de la température moyenne (à gauche) et de la puissance du coeur (à droite) en échelle logarithmique.....	69
Figure 40 : Evolution de la pression primaire selon la puissance neutronique	70
Figure 41 : Evolution de la pression primaire avec brèche de 1" à 10" à $P_{\text{coeur}} = P_{\text{nom}}$ (à gauche) ; et pour trois valeurs de la puissance (à droite)	71
Figure 42 : Evolution de la température moyenne (à gauche) et de la pression primaire (à droite)	72
Figure 50 : concentration de carbone dans la zone d'interdiffusion UC/métal [27].....	78

Introduction

Alors que la troisième génération de réacteurs nucléaires n'a pas encore fait l'objet de réalisations mises en service (des réacteurs EPR sont en construction en France et en Finlande), la quatrième génération est d'ores-et-déjà à l'étude. La conception de ces réacteurs du futur, pressentis pour contribuer au renouvellement du parc actuel et à la valorisation du plutonium qu'il produit, s'articule autour des objectifs de minimisation des ressources fossiles, de réduction de la radiotoxicité des déchets et de réponse à des besoins nouveaux (chaleur industrielle, dessalement de l'eau de mer, production d'hydrogène...). Le réacteur à neutrons rapides et caloporteur gaz (RNR-G) est l'un des six concepts retenus par le Forum International Génération IV. Radicalement différent des réacteurs à eau pressurisée qui constituent le parc français, le RNR-G associe la particularité d'un spectre rapide (et non pas thermique) à un refroidissement à l'hélium. Particulièrement innovant, il nécessite encore d'importants efforts de R&D et son déploiement industriel n'est pas envisageable avant l'horizon 2050.

Mon sujet de stage consiste en l'étude d'accidents graves à la pré-conception du RNR-G en vue de l'étude de la sûreté de son combustible. L'objectif est d'évaluer la solution retenue pour le combustible vis-à-vis de situations accidentelles sévères pour lesquelles il est souhaitable de prévenir une dégradation étendue du cœur ou d'en limiter les conséquences. Des calculs de transitoires accidentels ont été réalisés avec le code de thermohydraulique CATHARE2. Ces calculs ont été complétés par des calculs de neutronique (calculs de réactivité avec le code ERANOS) et par des modèles analytiques de cinétique chimique (oxydation du gainage suite à une entrée d'air), de diffusion chimique (pour suivre la dégradation d'un liner métallique), de cinétique ponctuelle et de thermique pour l'étude de la fusion du cœur et l'ébullition du corium.

Il est possible de dégager quatre axes principaux d'études, chacun faisant l'objet d'une partie indépendante de ce rapport : l'injection d'azote et ses effets thermohydraulique, neutronique et chimique ; l'entrée d'air et l'oxydation du gainage ; l'étude des interactions thermochimiques combustible-liner ; la fusion du cœur et l'ébullition du corium.

1. Contexte et sujet du stage

1.1. Le contexte

1.1.1 Le Centre de Cadarache

Le CEA (Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives) est un acteur incontournable de la Recherche et Développement en France. Établissement public industriel et commercial, le CEA est impliqué dans les domaines de l'énergie, de la défense, des technologies de l'information et des sciences de la vie.

Le centre de Cadarache est l'un des 9 sites d'implantation du CEA. Inauguré en 1963, il est devenu l'un des principaux centres de R&D pour l'énergie nucléaire en Europe. Initialement créé pour étudier la filière rapide-sodium et pour développer les réacteurs de propulsion navale, le centre s'est élargi aux domaines de l'énergie nucléaire de fusion, des nouvelles technologies de l'énergie et de la biologie végétale. Il compte actuellement 19 installations nucléaires de base réparties sur un site de 1600 ha. Plusieurs chantiers sont en cours, notamment ceux du réacteur Jules Horowitz (RJH) destiné à des essais d'irradiation et à la production de radio-isotopes, du réacteur d'essai au sol (RES) pour la propulsion navale et le réacteur prototype de fusion thermonucléaire ITER.

Outre les quelques 2150 salariés du CEA, le centre accueille également des salariés d'AREVA, de l'IRSN et de plusieurs autres entreprises extérieures. Il participe également à la mission d'enseignement supérieur et de recherche du CEA en accueillant près d'une centaine de doctorants.

L'organisation du centre s'appuie sur une répartition des activités en départements, parmi lesquels on peut citer, le Département d'Études des Réacteurs (DER), le Département d'Études des Combustibles (DEC) et le Département de Technologie Nucléaire (DTN).

1.1.2 Le Département d'Études des Réacteurs

Le DER est une unité de recherche appliquée regroupant environ 340 personnes dans le domaine des chaudières nucléaires. Il rassemble les compétences dans les domaines de l'évaluation des filières de réacteurs nucléaires, de la physique des réacteurs et de l'expérimentation associée sur les maquettes critiques (installations Masurca, Eole et Minerve), de la modélisation en thermohydraulique (tel que le développement du code CATHARE2). Le DER a également des compétences concernant la réalisation d'expériences de sûreté et l'exploitation des réacteurs expérimentaux associés (Phébus et Cabri).

Le DER est constitué de 6 services : le Service d'Étude des Systèmes Innovants, le Service de Physique Expérimentale (exploitation de Masurca, Eole et Minerve), le Service de Physique des Réacteurs et du Cycle (études neutroniques), le Service de Réalisation d'Essais en Sûreté (préparation et réalisation d'études expérimentales en sûreté à l'aide de Phébus et Cabri), le Service de Simulation en Thermohydraulique implanté à Grenoble, et le Service RJH.

1.1.3 Le Service d'Études des Systèmes Innovants (SESI)

Le SESI regroupe des compétences pluridisciplinaires en thermohydraulique, sûreté, mécanique, économie, matériaux, approches probabilistes, conduite, contrôle commande et facteur humain. Le service a pour missions :

- la préconception de systèmes nucléaires pour le futur (RNR gaz, RNR sodium, réacteurs à eau avancés, nouveaux cycles de conversion d'énergie...);
- l'évaluation de ces systèmes nucléaires (performances techniques et économiques, sûreté conventionnelle et accidents graves...);
- le développement et l'application de méthodes probabilistes;
- la conception et l'application de bases de données;
- l'expertise en soutien aux INB du CEA (thermomécanique, thermohydraulique, sûreté, facteur humain...).

Le service est structuré en trois laboratoires :

- le laboratoire de pré-conception des systèmes nucléaires de 4^e génération (LC4G). Il mène des études sur les cœurs et la chaudière des concepts avancés en prenant en considération les aspects techniques et économiques, de sûreté et d'exploitation.
- Le laboratoire d'études de sûreté et de maîtrise des risques (LSMR). Il mène des études d'évaluation de la sûreté et de la fiabilité par des approches déterministes et probabilistes et utilise des moyens de simulation pour l'étude du comportement du réacteur en situations incidentelles et accidentelles. Il contribue ainsi à la pré-conception des réacteurs de 4^e génération (architecture de sûreté, prise en compte des accidents graves). Il regroupe par ailleurs des compétences de développement de méthodes et outils en traitement des incertitudes et du facteur humain. Le stage a été réalisé au sein du LSMR.
- Le laboratoire d'Etudes et de Simulation des Systèmes (LE2S). Il contribue à la pré-conception des réacteurs avancés et mène des études sur les composants et structures (mécanique, matériaux, thermique, thermohydraulique) et sur les systèmes de conversion d'énergie.

1.2. Le réacteur à neutrons rapides à caloporteur gaz

1.2.1 Les atouts d'un spectre rapide et d'un caloporteur gaz

Un réacteur à neutrons rapides (RNR) présente la particularité de ne pas avoir de milieu modérateur en son cœur, à la différence d'un réacteur dit à neutrons thermiques, tels que les réacteurs à eau pressurisée (REP) constitutifs du parc nucléaire français ou encore les réacteurs à très haute température (VHTR) modérés au graphite.

Dans un réacteur à neutrons thermiques, la réaction en chaîne est entretenue par la fission de l'uranium 235, l'isotope fissile contenu à hauteur de 0,7 % dans l'uranium naturel. L'autre isotope, l'uranium 238, n'est pas fissile, mais il est fertile, dans la mesure où il peut capturer un neutron et se transmuter par désintégration radioactive en plutonium 239, qui est fissile. C'est ce principe là qui est à la base du concept de RNR. L'idée est de favoriser la capture de neutrons par l'uranium 238 et d'entretenir la réaction en chaîne par du plutonium 239. Un cœur de RNR isogénérateur contient donc dans ses assemblages une certaine quantité initiale

en plutonium 239 qui restera globalement constante au cours de l'irradiation, et une quantité d'uranium 238 qui sera à renouveler à chaque rechargement.

Le premier avantage d'un RNR est donc sa moindre consommation en ressources fossiles : en brûlant de l'uranium 238 et non pas seulement de l'uranium 235, il exploite bien mieux le potentiel énergétique de l'uranium naturel. L'utilisation durable de l'énergie nucléaire pour la production d'électricité passe donc par le déploiement de RNR associés à un cycle du combustible fermé. Ainsi, alors que pour faire fonctionner un REP de 1 GW il faut 200 tonnes d'uranium naturel par an, il faut seulement 1 tonne d'uranium appauvri pour un RNR [1]. Un tel réacteur devient alors rentable en cas d'une forte augmentation du prix de l'uranium naturel. Par ailleurs, un RNR présente l'avantage de pouvoir transmuter les actinides mineurs (américium, curium, neptunium) qu'il a lui-même produits ou qui ont été produits par d'autres réacteurs (des REP par exemple). Ceci offre la perspective d'une forte réduction de la radiotoxicité des déchets nucléaires issus du retraitement du combustible utilisé.

La très grande majorité des réalisations de RNR ont été des concepts à caloporteur sodium, un fluide, qui à l'inverse de l'eau, ne ralentit pas les neutrons. Le sodium liquide est un bon fluide caloporteur mais il pose différents problèmes de sûreté : il brûle au contact de l'air et explose au contact de l'eau. Sur le plan neutronique, le sodium liquide présente un coefficient de vide fortement positif, qui peut entraîner en situation accidentelle une excursion de puissance, ce qui conduit à optimiser la conception du cœur afin d'aboutir à un effet de vide global presque nul. La France a développé la filière RNR à caloporteur sodium avec Rapsodie (mis en service en 1967), puis Phénix (250 MW, 1974) et enfin le prototype industriel Superphénix (1200 MW, 1985), aujourd'hui tous arrêtés. Le CEA prévoit de construire à partir de 2020 un prototype de RNR-sodium de 4^e génération dénommé ASTRID.

Pour ne pas limiter le développement des réacteurs à neutrons rapides à la seule voie du sodium, la France et d'autres pays participent à des recherches et travaux de conception sur le RNR à caloporteur hélium, un concept innovant et alternatif au sodium. L'hélium est un gaz chimiquement inerte qui ne réagit pas avec l'eau. Sur le plan neutronique, l'hélium est relativement transparent aux neutrons, son coefficient de vide est généralement très faible, et le contrôle de la réactivité s'en trouve plus aisé. Cependant l'hélium extrait moins bien la chaleur du combustible et le cœur dispose d'une faible inertie thermique. Enfin, à l'inverse du sodium liquide, l'hélium doit être pressurisé afin de pallier ses faibles capacités de refroidissement.

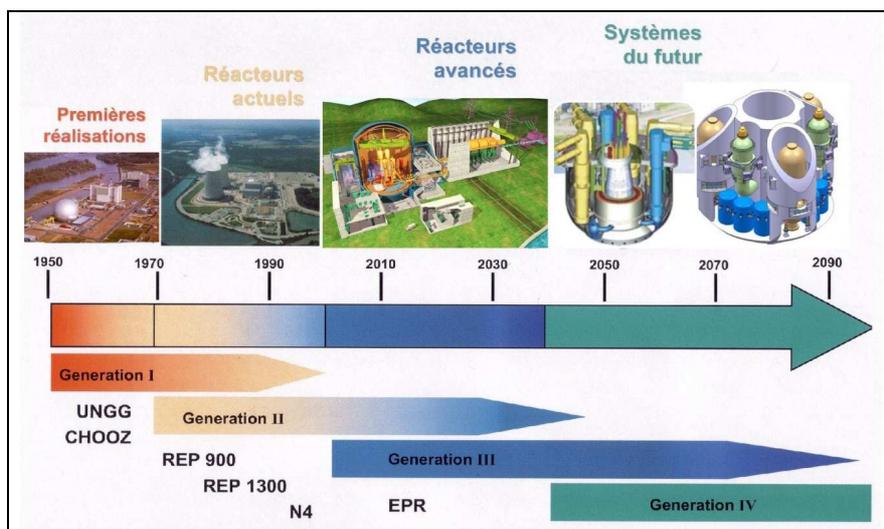


Figure 1 : le calendrier des générations nucléaires en France (photographies EDF, AREVA, CEA)

1.2.2 Présentation technologique du RNR-G

La spécificité du RNR-G (*Gas Fast Reactor* ou GFR en anglais) de 4^e génération est de recourir à des technologies innovantes. Le combustible est l'élément où l'innovation est la plus marquée par rapport aux autres concepts de 4^e génération. L'hélium présente les avantages d'une inertie chimique, d'une transparence neutronique et d'une transparence optique qui laisse envisager une inspection en service aisée.

Les grands choix de conception du concept de référence imaginé par le CEA sont [1,2] :

- un cœur d'une puissance de 2400 MWth ;
- une densité de puissance élevée (environ 100 MW/m³) ;
- de l'hélium pressurisé à 70 bar entrant à 400°C et sortant du cœur à 850°C ;
- une évacuation de la puissance résiduelle du réacteur basée sur une circulation de gaz utilisant des soufflantes ou la convection naturelle ;
- une température maximale du combustible en fonctionnement normal d'environ 1300°C ;
- un cœur contenant environ 8 tonnes de Pu par GWe.

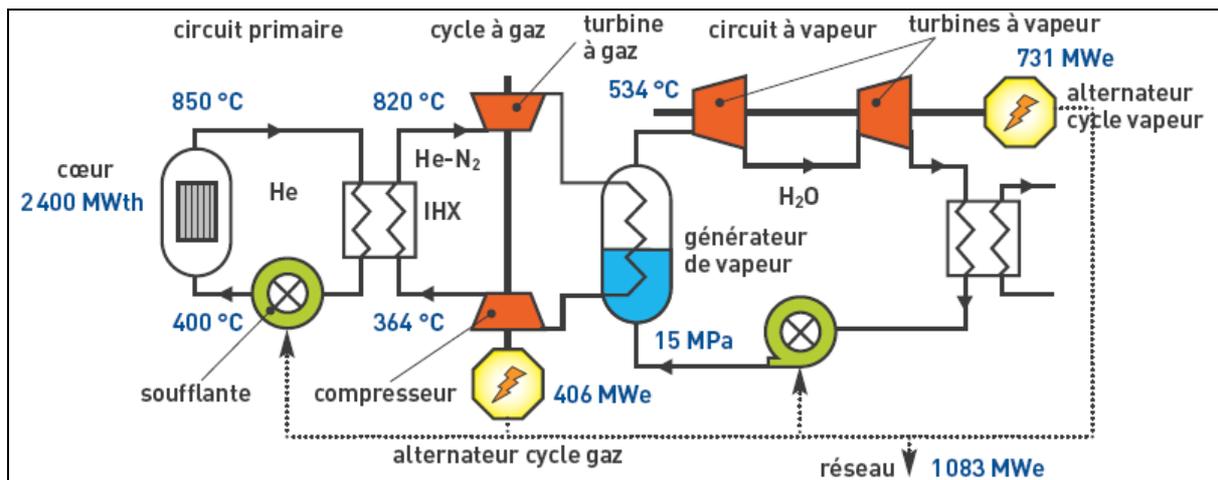


Figure 2 : conversion d'énergie du RNR-G par cycle indirect combiné [1]

Bien qu'un cycle direct soit envisageable et autoriserait un rendement maximal de 48%, il est préféré un cycle indirect car technologiquement moins complexe. L'arrangement d'ensemble est facilité et devient proche de celui d'un réacteur à eau pressurisée. Par ailleurs, les turbomachines ne sont ainsi pas en milieu contaminé, facilitant l'opérabilité et la maintenance. Le circuit d'hélium primaire, comprenant trois boucles, cède sa chaleur aux trois boucles du circuit secondaire à gaz (mélange hélium-azote) par l'intermédiaire d'un échangeur par boucle (IHX pour Intermediate Heat Exchanger). Une première turbine à gaz transmet l'énergie mécanique à un alternateur dans le circuit secondaire tandis qu'un générateur de vapeur transmet une partie de la chaleur vers un unique circuit tertiaire eau-vapeur classique comprenant une turbine à vapeur (Figure 2). Le rendement calculé pour cette configuration atteint une valeur de 45%.

Le circuit primaire serait constitué d'une cuve en acier, de 3 boucles avec échangeurs intermédiaires, de 3 boucles pour l'évacuation de la puissance résiduelle, le tout englobé à l'intérieur d'une enceinte métallique sphérique rapprochée qui assure une pression de repli suffisante en cas de brèche primaire (Figure 3).

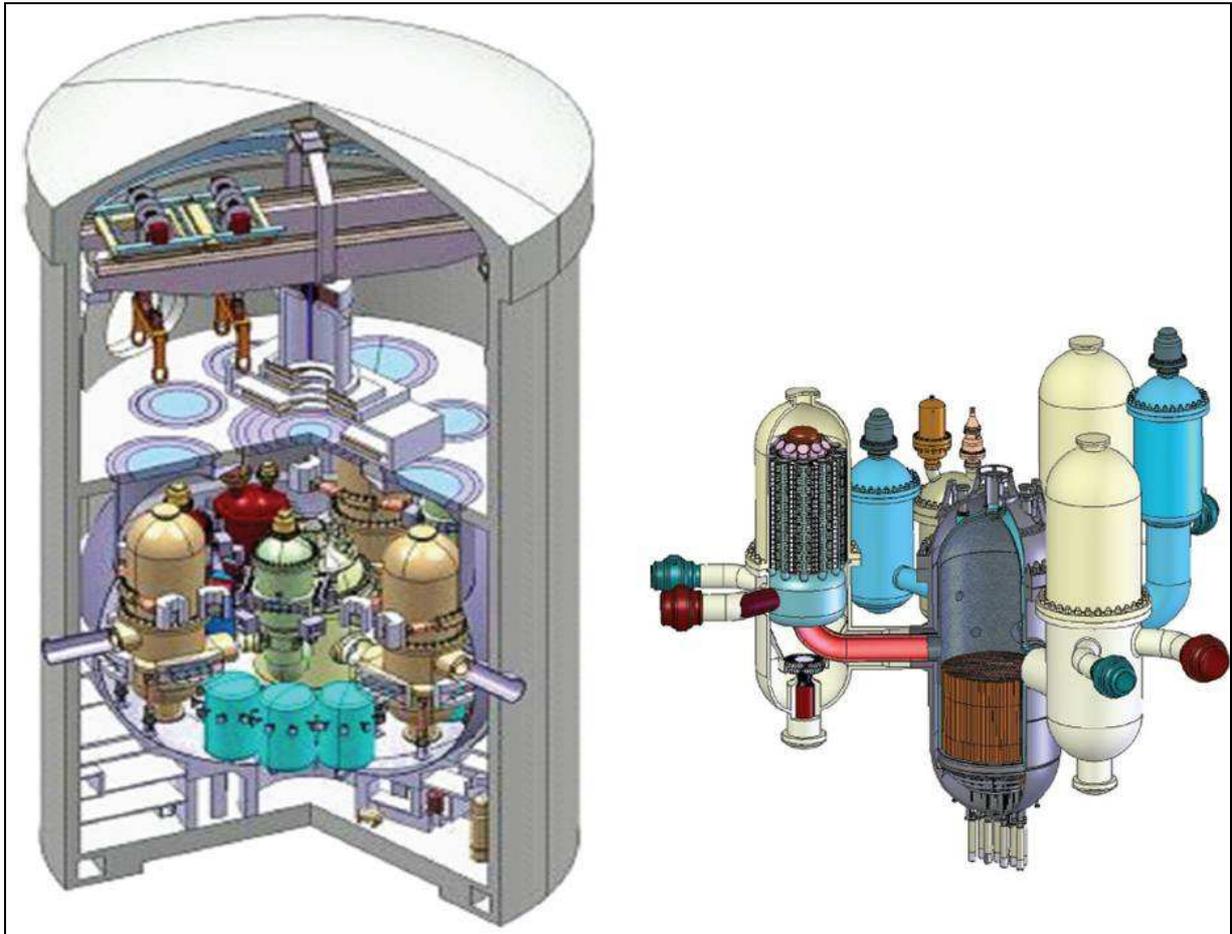


Figure 3 : Vues en coupe du bâtiment réacteur et du circuit primaire [8], [11]

1.2.3 Le combustible du RNR-G

Le combustible du RNR-G doit relever d'importants défis, que ce soit en raison des hautes températures atteintes ou du spectre rapide. Le matériau de gainage doit être transparent aux neutrons, avoir une radiotoxicité après irradiation aussi faible que possible, une conductivité thermique élevée et doit pouvoir confiner les produits de fission gazeux. Les conditions de haute température (1000°C) et de haut flux neutronique (flux de neutrons rapides maximal de $1,6 \cdot 10^{15}$ n/cm²/s) sont les plus contraignantes. Ces conditions excluent l'utilisation d'une gaine métallique en alliage de Zirconium (comme dans les REP) ou en acier inoxydable austénitique (comme dans les RNR-sodium). La solution privilégiée est un composite SiC-SiCf.

Les conditions de fonctionnement du cœur du RNR-G impliquent l'utilisation d'une phase fissile dense, à base de carbure ou de nitrure d'actinides, et non pas à base d'oxyde (comme le (U,Pu)O₂ des RNR-sodium). Chacune de ces deux solutions présente des avantages et des inconvénients en termes de performance, de sûreté et de comportement sous irradiation. Le concept à base de carbure d'actinides, moins incertain, est actuellement privilégié. Un saut technologique sera néanmoins indispensable pour maîtriser l'emploi d'un combustible à base de carbure d'actinides à l'échelle industrielle.

Le cahier des charges exigeant du RNR-G implique donc l'utilisation :

- d'une phase fissile sous la forme de (U,Pu)C ;
- d'une gaine en composite céramique SiC-SiCf ;
- d'un assemblage sous la forme d'une plaque macro-structurée (Figure 4) contenant les pastilles de combustible dans des alvéoles ou sous la forme d'aiguilles (Figure 5);
- des fractions volumiques suivantes : 40% pour le caloporteur, 38% pour les matériaux de structure et la gaine et 22% pour la phase fissile.

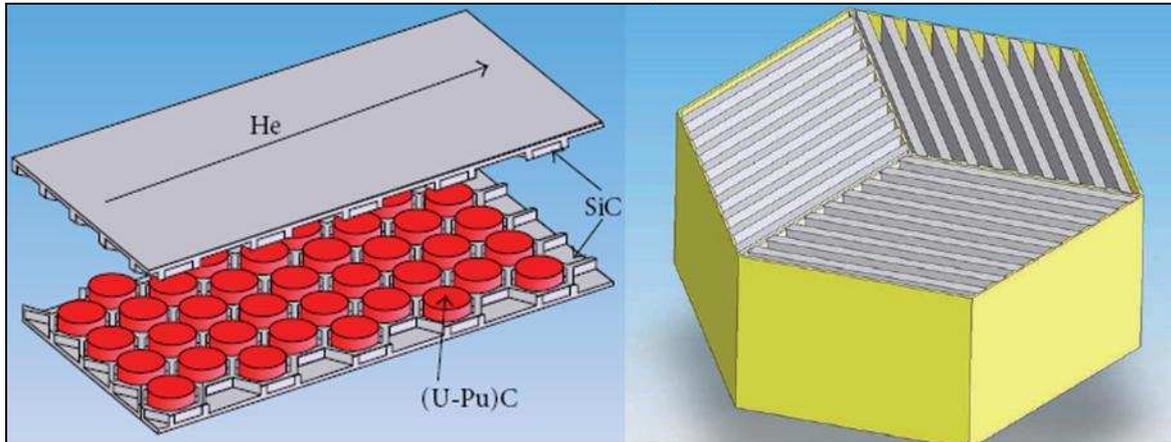


Figure 4 : plaque combustible macro-structurée (gauche) contenue dans l'assemblage hexagonal à plaques (droite) [11]

Deux concepts d'assemblage ont été étudiés par le CEA : à plaques et à aiguilles. Le concept d'assemblage à plaques macro-structurées combine les avantages d'une géométrie plane favorisant les transferts thermiques entre le combustible et l'hélium et d'une structure interne alvéolée favorable à la tenue mécanique et au confinement local des produits de fission radioactifs. L'alvéole dispose d'un volume prévu pour retenir ces produits de fission gazeux au cours de l'irradiation (Figure 6). La conception intègre également le phénomène d'interaction entre la pastille et le gainage dû aux diverses sollicitations. L'idée est de permettre à la pastille de se déformer sous fluage d'irradiation dans le volume de la cellule afin de limiter les contraintes mécaniques de flexion auxquelles la gaine est soumise (qui résultent du fort gonflement sous irradiation de la pastille de combustible) [1], [4]. Cependant, le concept à plaques pose des problèmes de fabrication si bien que le concept à aiguilles est devenu le concept de référence.

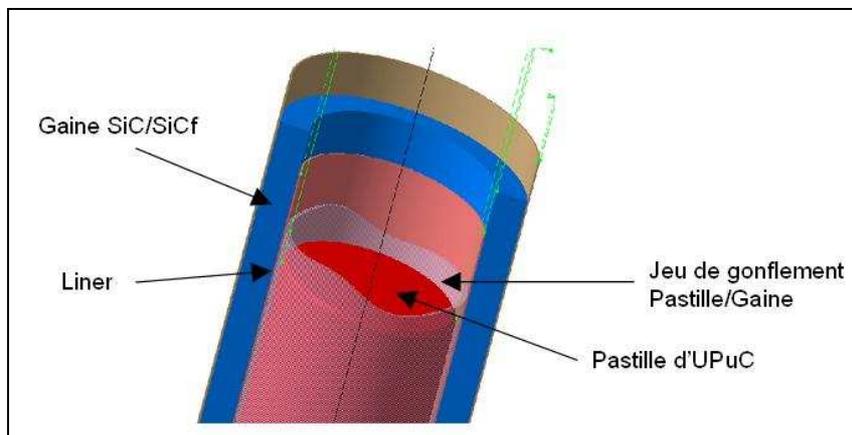


Figure 5 : concept de cœur à aiguilles

Le composite est constitué d'une matrice de carbure de silicium renforcée par des fibres de SiC tissées en réseaux 2D ou 3D. L'emploi de céramique monolithe (sans fibre) comme le SiC n'était pas envisageable en raison de sa faible ténacité ($<5 \text{ MPa.m}^{1/2}$), d'où le choix d'un composite. Le composite apporte une plus grande tolérance à l'endommagement et à la déformation qu'une céramique monolithe qui n'a pas de ductilité. Cependant, un tel matériau ne peut pas assurer la fonction essentielle d'étanchéité et donc de confinement des produits de fission gazeux. C'est pourquoi il est nécessaire d'ajouter un revêtement étanche en alliages métalliques réfractaires de faible épaisseur. Le choix s'est porté sur une couche de $50 \mu\text{m}$ d'épaisseur d'alliage de tungstène. Cette couche, ou liner, serait positionnée du côté intérieur de l'alvéole, en contact avec la pastille.

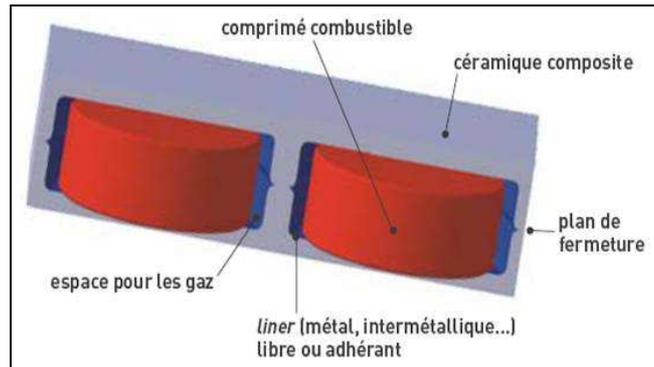


Figure 6 : Alvéoles avec pastilles de combustible pour le concept à plaques [1]

1.2.4 Recherche et Développement : historique et perspectives

Les premières recherches sur un concept de RNR à caloporteur gaz remontent aux années 1960. L'intérêt d'avoir à la fois un cœur à haute température et un gain de régénération important a vite été perçu, de même que les difficultés associées à la conception, en particulier le combustible et le risque de dépressurisation, qui expliquent l'absence totale de réacteurs construits, au profit des concepts à métal liquide. Parmi les concepts étudiés à cette époque, on peut citer le GCFR de General Atomics aux Etats-Unis et la Gas Breeder Reactor Association qui développa 4 concepts successifs en Europe [11]. L'intérêt pour les RNR-G refit surface dans le cadre du Forum International Génération IV, dont il est l'un des 6 concepts retenus. Les études concernèrent essentiellement deux conceptions, d'une part un réacteur modulaire de 300 MWe et d'autre part un réacteur de 1200MWe. Le premier fut jugé trop délicat à concevoir sur le plan de la neutronique et de la sûreté, et seul le second est réellement étudié désormais. Plusieurs concepts de RNR-G de 2400 MWth (i.e $\approx 1200 \text{ MWe}$) sont étudiés dans le monde, en cycle direct ou indirect, à 3 ou 4 boucles... Le concept à cycle de conversion indirect est jugé moins incertain et plus prometteur. [11]

Les principaux sujets de R&D concernent [13] :

- le développement et la qualification d'un combustible réfractaire à gainage céramique ;
- la conception d'un cœur de grande puissance compatible avec les objectifs de la Génération IV ;
- la conception d'un réacteur sûr ;
- le développement de composants et de technologies spécifiques ;
- la conception et l'évaluation d'un réacteur d'essai pour la qualification du combustible.

La démonstration du niveau de sûreté est un enjeu primordial. La simulation de transitoires accidentels par codes de calculs en est un des aspects. L'analyse des accidents graves requiert la connaissance du comportement du combustible en conditions extrêmes ($T > 2000^{\circ}\text{C}$) sous différentes atmosphères, ainsi que la modélisation des phénomènes présents, avant leur intégration dans des codes de calculs [13].

Le programme de recherche pour le RNR-G au sein du 7^e programme cadre européen fait suite aux programmes des deux précédents, et met l'accent sur la démonstration de la faisabilité en vue d'un déploiement de systèmes commerciaux. La R&D sur le RNR-G est harmonisée en Europe par l'entité d'Euratom dénommée *The Sustainable Nuclear Energy Technology Platform* (SNETP) [13].

Les grands choix de référence ont été consolidés, et il est désormais nécessaire de construire un réacteur expérimental afin d'approfondir les connaissances en conditions réelles des technologies retenues. C'est l'objet du réacteur d'essai et de développement technologique ALLEGRO, qui pourrait être construit dans un cadre européen à l'horizon 2020. La République Tchèque, la Hongrie et la Slovaquie sont associés au projet. Le réacteur afficherait une puissance thermique de 75 MW et ne produirait pas d'électricité. Il devra démontrer la faisabilité du RNR-G à échelle réduite. Il permettra la mise au point du combustible innovant à base de carbure d'actinides. Le premier objectif d'ALLEGRO est d'établir la faisabilité d'un système nucléaire à neutrons rapides et à caloporteur gaz. Il devra contribuer à la justification des solutions retenues pour le futur prototype industriel amené à être construit par la suite, notamment en termes d'options de sûreté. Le référentiel de sûreté d'ALLEGRO servira de base à celui du réacteur prototype. Le deuxième objectif est la qualification du combustible du RNR-G. Il s'agira enfin d'établir la démonstration du fonctionnement, du contrôle et de l'instrumentation associée. Le développement de la filière RNR-G devrait être poursuivi *a priori* avec l'étape, autour de 2040-2050, d'un prototype industriel qui bénéficiera en grande partie du retour d'expérience d'ALLEGRO.

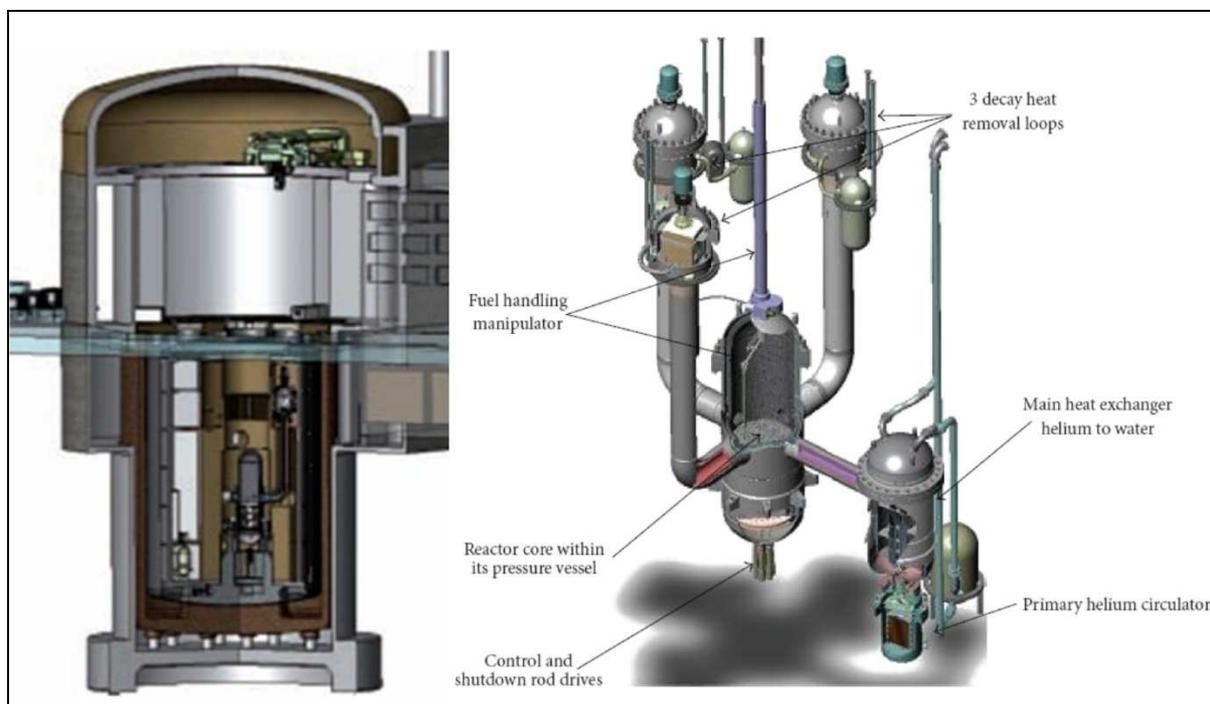


Figure 7 : bâtiment réacteur et concept à 1 boucle d'ALLEGRO [13]

1.3. Sûreté nucléaire et étude des accidents graves

1.3.1 Sûreté nucléaire : généralités

La sûreté d'une centrale nucléaire est l'ensemble des dispositions prises à tous les stades de la conception, de la construction, de l'exploitation, et de l'arrêt pour protéger en toutes circonstances l'homme et son environnement contre la dispersion de produits radioactifs. Cela comprend trois objectifs :

- assurer le fonctionnement normal de l'installation ;
- prévenir les incidents et accidents ;
- limiter les conséquences d'un incident ou accident éventuel.

L'exploitation du parc nucléaire s'appuie sur la notion de défense en profondeur. Elle consiste à prendre en compte de façon systématique les défaillances de dispositions techniques, humaines ou organisationnelles et à s'en prémunir par des lignes de défense successives selon trois plans : la prévention, la surveillance et l'action.

On rappelle les trois fonctions principales de sûreté :

- la maîtrise de la réactivité ;
- le refroidissement du combustible ;
- le confinement des produits radioactifs.

L'analyse de la sûreté d'une installation nucléaire est un processus continu qui commence avec le choix des options de sûreté à la conception. Il s'agit d'une réflexion permanente alimentée par l'expérience acquise et les recherches et études.

La notion de défense en profondeur peut se décliner selon cinq niveaux [5] :

- niveau 1 : ensemble de dispositions qui visent à réduire les possibilités de sortie du domaine de fonctionnement normal ;
- niveau 2 : maîtrise de l'écart par rapport au fonctionnement normal avant d'atteindre un accident ;
- niveau 3 : on postule des situations accidentelles et on met en place des systèmes de sauvegarde pour limiter les conséquences de ces accidents ;
- niveau 4 : ensemble de dispositions complémentaires visant à limiter les conséquences de situations avec défaillances multiples, à retarder la fusion du cœur et à renforcer la dernière barrière de confinement ;
- niveau 5 : mise en place de plans d'urgence pour protéger les populations.

L'objectif de la défense en profondeur est d'éviter qu'une défaillance unique ou même une combinaison de défaillances survenant à plusieurs niveaux se propage aux niveaux suivants et induise des conséquences inacceptables.

1.3.2 Approche de sûreté du RNR-G

Le RNR-G doit répondre aux exigences de sûreté de l'Autorité de Sûreté Nucléaire française ainsi qu'aux objectifs de sûreté établis dans le cadre du forum Génération IV. On retient ainsi

une probabilité globale de dégradation du cœur de l'ordre de 10^{-5} par réacteur et par an, tous événements inclus. Les objectifs généraux de sûreté sont déclinés en cibles à atteindre en fonction des conditions d'exploitation résultant de divers événements initiateurs. Les principes qui gouvernent l'approche de sûreté sont les notions de défense en profondeur, de barrières successives, de fonctions de sûreté et ALARA (*As Low As Reasonably Achievable*) pour la radioprotection.

On considère généralement trois types de conditions de fonctionnement : les conditions conventionnelles de dimensionnement (*design basis conditions*), l'extension du dimensionnement (*design extension conditions*) et les situations de risque résiduel. Elles s'articulent suivant la manière présentée en Figure 8. Le but de l'étude des incidents et accidents du dimensionnement conventionnel (catégories 2 à 4 en Figure 8) est de dimensionner les systèmes permettant leur maîtrise : réacteur en état contrôlé ou en état d'arrêt sûr.

On retient pour les études d'accidents des situations de fonctionnement constituées chacune d'un état initial du réacteur, d'un événement initiateur et d'un aggravant unique (une défaillance supplémentaire). On s'impose des conservatismes pour obtenir des résultats enveloppes. Cela consiste par exemple à supposer que le réacteur est en fin de cycle où les contre-réactions neutroniques sont les plus défavorables (effet Doppler réduit). Le calcul pessimiste prend également en compte les incertitudes et les délais de réaction du système.

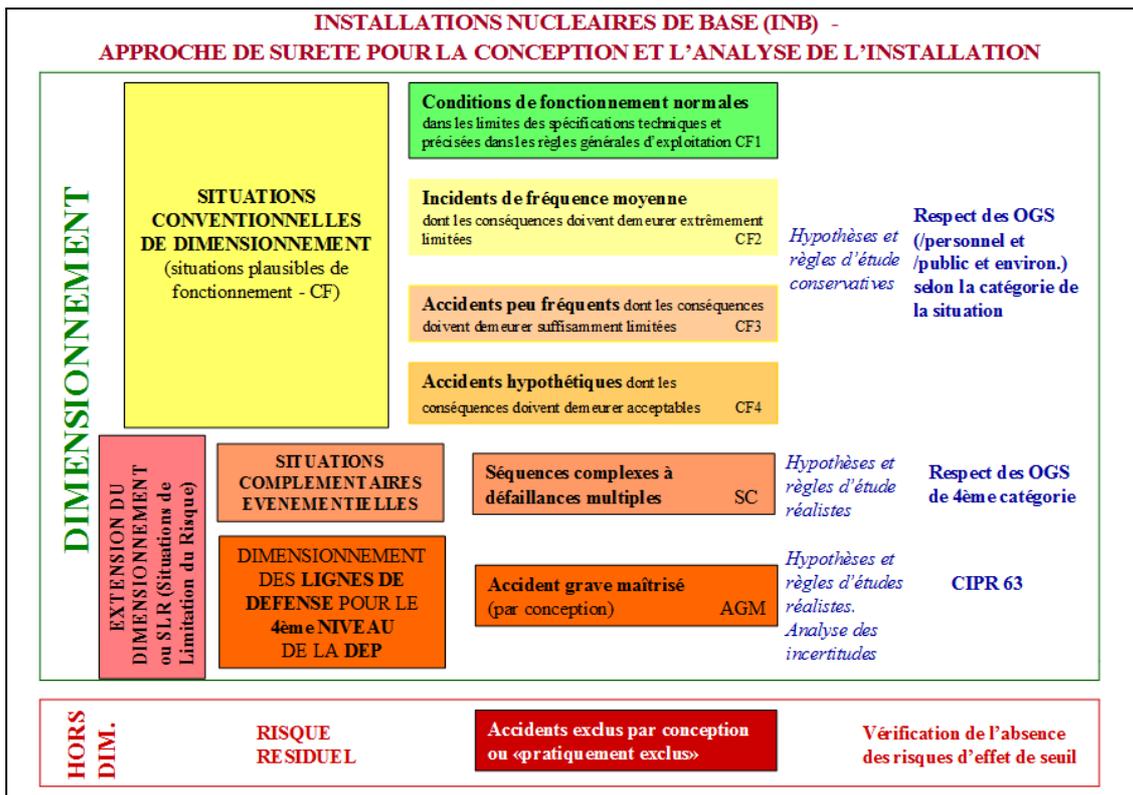


Figure 8 : méthodologie de l'analyse de sûreté à la conception [9]

L'étude de sûreté doit prouver que lors d'accidents de dimensionnement et du domaine complémentaire, les séquences d'événements conduisent toujours à un état final sûr (confrontation aux critères). Une évaluation probabiliste est nécessaire afin de détecter les points vulnérables de la conception lors de séquences accidentelles. On parle ainsi d'étude probabiliste à la conception (*Probabilistic Engineering Assessment*) pour qualifier ce processus itératif de conception.

1.3.3 Les études probabilistes de sûreté

Les études probabilistes de sûreté (EPS) cherchent à estimer la fréquence annuelle de destruction des barrières de confinement et les rejets de produits radioactifs dans l'environnement. Cette technique a débuté avec l'étude de sûreté réalisée aux Etats-Unis connue sous le nom de rapport Rasmussen publiée en 1975. Une telle étude présente l'avantage de mettre en évidence les points forts et les points faibles de la conception des réacteurs. Les études probabilistes de sûreté se sont depuis généralisées et font partie intégrante de la démarche de conception d'un nouveau réacteur. On distingue différents niveaux de l'étude, selon l'état dégradé final considéré :

- EPS de niveau 1 : fusion du cœur ;
- EPS de niveau 2 : relâchement hors enceinte des produits de fission ;
- EPS de niveau 3 : dommages radiologiques sur les populations ;

À partir de la détermination des événements susceptibles de perturber chacune des trois fonctions de sûreté, une liste d'accidents est formulée et des systèmes de protection et de sauvegarde sont ainsi conçus pour maintenir ces fonctions et permettre de ramener le réacteur à un état d'arrêt sûr. Les études probabilistes de sûreté de niveau 1 visent à déterminer la fréquence de fusion du cœur due à la perte d'une de ces fonctions.

1.3.4 Les accidents graves

Plusieurs familles de scénarios conduisant à la dégradation du cœur ont été identifiées et classées selon la dynamique, la linéarité et l'ampleur des phénomènes, et l'intégrité des barrières de sûreté.

La capacité du RNR-G à faire face à de telles situations repose essentiellement sur le comportement réfractaire de son combustible et sur sa résistance aux agressions chimiques (entrée d'air, d'azote, d'eau).

La recherche des sollicitations de nature à menacer l'intégrité des 3 barrières a conduit à l'identification de 15 situations [10]. On peut les caractériser selon :

- la dynamique, la linéarité et l'échelle des phénomènes physiques ;
- l'intégrité des barrières physiques et des systèmes disponibles ;
- la géométrie et la possibilité de refroidir le cœur ;
- le contrôle de la réactivité et de la sous-criticité du cœur et la capacité à extraire la puissance neutronique et/ou résiduelle ;
- les facteurs gouvernant l'accident dans le but de les influencer pour contrôler le déroulement de l'accident ;
- la connaissance des phénomènes ;
- la capacité à contrôler l'accident ou la nécessité de pratiquement l'éliminer.

L'étude du comportement naturel du réacteur soumis à divers événements initiateurs susceptibles de conduire à une situation dégradée a été faite pour la majorité des scénarios. Il s'agit ainsi de prévoir l'activation de systèmes de mitigation ultimes avant que le cœur se dégrade et d'identifier la performance et la fiabilité de ces systèmes.

L'approche proposée pour cette identification consiste à définir, pour chaque type générique de chargement (mécanique, thermique, chimique), les situations remettant en cause les 3 fonctions principales de sûreté. Par exemple, un chargement thermique sur la première barrière (le gainage) peut survenir suite à une perte du contrôle de la réactivité. Ceci peut se

produire pour les situations suivantes : éjection d'une grappe de contrôle, compaction du cœur, insertion de réactivité par contre-réactions neutroniques positives, insertion de modérateur dans le cœur. Les 15 situations identifiées ont été regroupées en 4 familles :

- Les scénarios à dynamique rapide (inférieur à 100 s) avec perte possible des deux premières barrières :

Ces situations doivent être maîtrisées par la conception ou pratiquement éliminées car le délai de mise en œuvre des systèmes dédiés est très court. La résistance de l'enceinte de confinement serait de plus particulièrement délicate à démontrer. Les situations suivantes doivent être prévenues : rupture brutale de la cuve, compaction radiale du cœur de grande échelle, insertion de réactivité non contrôlable par insertion d'eau, détonation H₂ et/ou CO. Des études ont montré qu'un accident de perte de réfrigérant primaire (APRP) résultant d'une très grosse brèche ainsi qu'un bouchage total instantané (BTI) pourraient être contrôlés sans induire de dégradation du cœur de grande échelle si l'arrêt d'urgence est actionné avec succès.

- Les scénarios à dynamique moyenne avec un cœur partiellement dégradé (de 100 à plusieurs centaines de secondes) :

Cette famille regroupe essentiellement des accidents de perte de refroidissement primaire (perte en inventaire, perte en débit) non protégés et des événements initiateurs non protégés affectant une boucle secondaire ou tertiaire.

L'élimination pratique des APRP petites brèches (APRP-PB) non protégés semble difficilement accessible tandis que celle des APRP grosses brèches (APRP-GB) non protégés sera visée. L'étude des APRP-PB non protégés fait l'objet de la deuxième partie de ce rapport.

- Les scénarios à dynamique lente avec un cœur largement dégradé (de une à plusieurs heures) :

Cette famille regroupe essentiellement des accidents survenant sur la partie secondaire (perte de refroidissement « secondaire »), tels que la défaillance d'un échangeur intermédiaire IHX ou encore la perte de la source froide. Le circuit primaire n'est pas directement affecté par l'événement et l'arrêt d'urgence a pu être actionné. La dégradation du cœur résultant de ces accidents est pilotée par la cinétique des interactions chimiques en début d'accident.

- Les réactions chimiques avec apport externe en réactifs (plusieurs heures) :

Il s'agit ici d'accidents conduisant à une entrée d'air, d'eau, ou bien d'azote. Il est nécessaire de contrôler le risque de perte d'intégrité du confinement résultant d'une réaction chimique violente. Il s'agit par exemple de limiter la concentration en H₂ et CO dans l'enceinte rapprochée et dans le bâtiment réacteur. Généralement, le facteur limitant des réactions d'oxydation ou de nitruration et le débit à haute température ou bien la cinétique à basse température. Il est nécessaire d'étudier plus en profondeur le couplage entre les réactions chimiques et le transport des réactifs et produits (thermohydraulique). La nitruration est étudiée dans la deuxième partie de ce rapport (effet de l'injection d'azote) et l'oxydation du gainage fait l'objet de la troisième partie.

1.4. Simulation de transitoires accidentels avec le code CATHARE2

CATHARE est un code système français modélisant la thermohydraulique d'un réacteur nucléaire. Il a été initialement développé pour des applications REP (d'où son nom : Code Avancé de Thermohydraulique pour les Accidents sur les Réacteurs à Eau) par le CEA, EDF, l'IRSN et Framatome. Il est utilisé pour des études de conception ainsi que pour des évaluations de sûreté.

Le code utilise un modèle à deux fluides et six équations, avec trois équations par phase. Il s'agit du bilan de masse, du bilan d'énergie et du bilan de quantité de mouvement. Les six variables principales sont la pression, l'enthalpie et la vitesse des phases liquide et gazeuse, et le taux de vide. A cela s'ajoute les fractions massiques de quatre incondensables tels que l'azote ou l'air. Même pour la modélisation d'un réacteur à caloporteur gaz, le code utilise aussi deux phases, avec une phase liquide résiduelle (taux de vide $\alpha = 1-10^{-6}$). L'intérêt d'une modélisation à deux phases est de pouvoir décrire les déséquilibres mécaniques et thermiques qu'il peut exister entre les deux (contre-courants, stratification, caloduc...). Le code comporte différents modules permettant par exemple de modéliser la conduction thermique aux parois ou le transport des éléments radioactifs.

La résolution des équations passe par une discrétisation spatiale en volumes finis pour la conservation de la masse et de l'énergie, et en différences finies pour la quantité de mouvement. La discrétisation temporelle est implicite ou semi-implicite. Un système linéaire est alors obtenu et résolu par la méthode itérative de Newton-Raphson.

Les circuits du réacteur sont modélisés essentiellement par des éléments axiaux (c'est le cas par exemple des tuyauteries où l'on calcule la vitesse dans la seule direction axiale) ou par des volumes où la vitesse n'est pas calculée. Les éléments sont reliés par des jonctions.

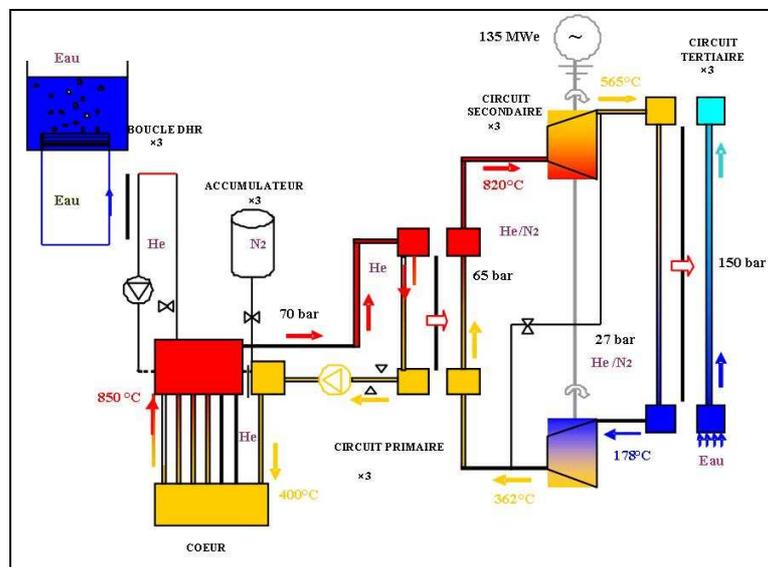


Figure 9 : Schéma global du modèle CATHARE2 du GFR 2400MWth

Le code est constitué de trois parties. La partie **READER** traduit toutes les données fournies par l'utilisateur dans un jeu de données structuré pour la partie calcul. La partie **CALCUL** regroupe tous les calculs thermohydrauliques et thermiques. Enfin, la partie **POSTPRO** concerne le post-traitement graphique des résultats. On lance d'abord un calcul de régime permanent pour fixer l'état du réacteur avant de lancer un calcul de transitoire qui utilise les résultats du permanent.

2. L'injection d'azote et ses effets thermohydrauliques, neutroniques et chimiques

2.1. Cas d'étude et résultats préliminaires

Les transitoires accidentels avec dépressurisation du circuit primaire, en premier lieu desquels l'APRP non protégé, sont susceptibles de conduire à un accident grave. Leur étude distingue le cas des grosses brèches (APRP-GB) des petites brèches (APRP-PB), la limite entre les deux étant un diamètre équivalent de 3 pouces. L'accident étudié est un APRP-PB sans chute des barres d'arrêt (non protégé). Une brèche d'un diamètre de 3 pouces représente l'enveloppe des petites brèches.

Le transitoire APRP-GB non protégé conduit à un échauffement des matériaux de cœur si important qu'il ne permet pas de conserver une géométrie refroidissable du cœur pendant plus de 100 s, même en présence de trois boucles DHR en fonctionnement. Une stratégie d'élimination pratique d'un tel accident est visée dans la mesure où sa probabilité d'occurrence est estimée par des études probabilistes de sûreté inférieure à 10^{-9} /an.réacteur et qu'il est possible d'améliorer la conception du mécanisme de chute des barres d'arrêt.

Des études probabilistes de sûreté ont permis d'estimer la probabilité d'occurrence d'un APRP-PB non protégé à 10^{-7} /an.réacteur au maximum. En considérant les incertitudes présentes, il apparaît difficile d'envisager une stratégie d'élimination pratique. Il est donc nécessaire d'étudier en profondeur les manières de contrôler un APRP-PB dans le cadre de la prévention d'une dégradation étendue du cœur. Cette étude se décline en trois voies principales :

- la possibilité d'utiliser les boucles principales en compensant la fuite d'hélium par l'activation du système d'injection d'hélium (Helium Supply Service system HSS).
- L'éventualité d'injecter de l'azote pour favoriser le refroidissement lorsque les boucles normales sont en fonctionnement.
- L'action conjointe des boucles normales et des boucles DHR, avec éventuellement une injection d'azote dans le circuit primaire.

Le transitoire est classé en extension de dimensionnement, dont les critères suivants ont été retenus :

- température du gainage inférieure à long terme à 1600°C pour assurer l'étanchéité (confinement des produits de fission) ;
- température du gainage inférieure à court terme à 2000°C pour maintenir la géométrie du cœur et son bon refroidissement ;
- température du gaz en upper plenum inférieure à 1250°C pour s'assurer de la tenue mécanique des structures.

Cette étude et les calculs exploratoires à mener prennent place dans le programme de R&D consacré au combustible. Ils permettront de fournir des conditions de scénarios accidentels au dimensionnement de l'élément combustible et à des tests expérimentaux.

2.1.1 Evolution du réacteur sans injection de gaz

Un APRP-PB non protégé (brèche 3 pouces) a été simulé avec CATHARE2. Les résultats indiquent en premier lieu que des températures excessivement hautes sont atteintes très rapidement : 1400°C en plenum supérieur en 250 s, température du gainage dépassant les 1500°C (voir Figure 10).

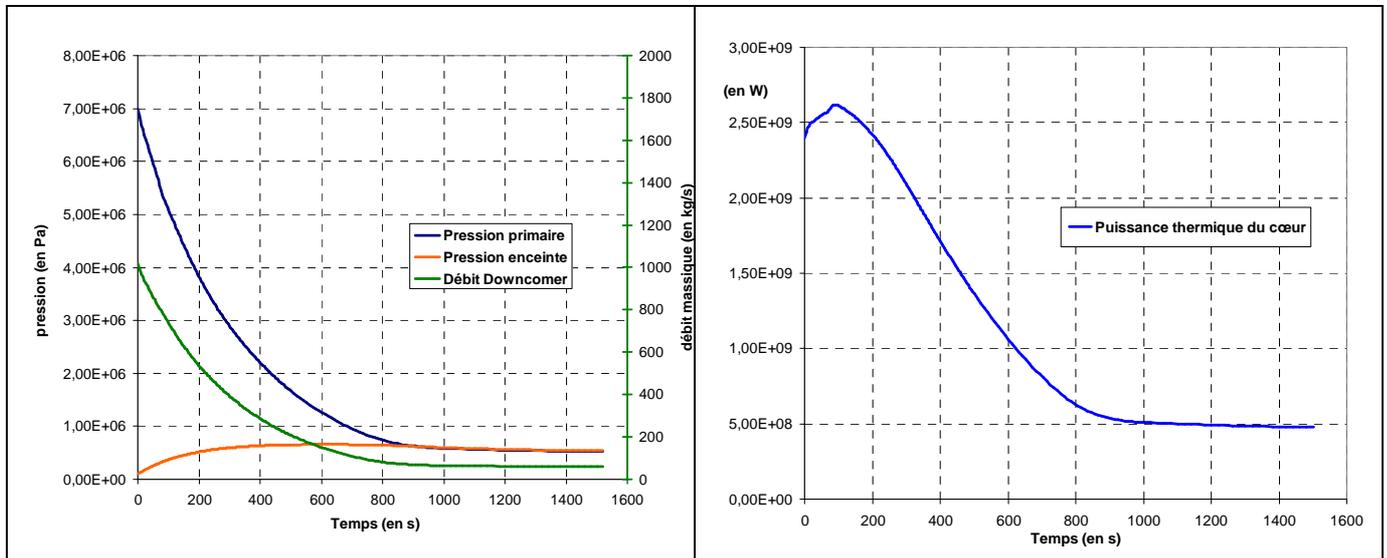


Figure 10 : Evolution de quelques paramètres pendant le transitoire sans injection de gaz

La pression dans le circuit primaire baisse dans un premier temps linéairement à cause de la brèche, puis, en raison de l'augmentation de température, regagne environ 10 bar avant de diminuer à nouveau jusqu'à 46 bar, moment où s'arrête le calcul, à $t = 270$ s, lorsque le matériau d'un échangeur intermédiaire (l'inconel 600) atteint sa température de fusion de 1355°C. Cet échauffement s'explique par une température excessive du caloporteur induite par l'arrêt du circuit secondaire qui ne peut plus évacuer la puissance primaire. En effet, les trois alternateurs sont découplés sur un signal de puissance électrique haute provoquant l'arrêt de la ligne d'arbre. Leur déconnexion entraîne l'ouverture de la ligne by-pass régulée reliant la sortie de la turbine à la sortie du compresseur qui a pour but de rééquilibrer les pressions en amont du compresseur et en aval de la turbine. Le débit dans le compresseur augmente tandis qu'il baisse dans la turbine. Ce calcul montre l'importance d'une gestion adaptée de l'évacuation de la puissance par le circuit secondaire He-N₂ et l'importance d'une régulation de la ligne by-pass.

Il est possible de poursuivre le calcul sur des durées plus grandes en rehaussant la valeur de certains seuils du contrôle-commande. L'idée est d'observer l'évolution du réacteur en l'absence de toute action et en supposant la possibilité pour certains composants de fonctionner au-delà de leur plage de fonctionnement. Lors de ce transitoire, la pression primaire descend jusqu'à se stabiliser avec celle de l'enceinte rapprochée à 5,4 bar.

La puissance du cœur augmente d'abord légèrement avant de diminuer progressivement pour se stabiliser à 500 MWth, ce qui s'explique par le jeu des contre-réactions neutroniques : l'augmentation de température du cœur provoque une baisse de réactivité par effet Doppler. Les boucles primaires continuent de fonctionner normalement avec des soufflantes tournant à leur vitesse nominale. Les boucles DHR n'interviennent à aucun moment. En ce qui concerne le circuit secondaire, des températures excessives sont parfois atteintes, tout particulièrement en sortie de l'IHX et en entrée de la turbine (maximum de 1053°C à $t = 200$ s). Cet échauffement sera à limiter par la suite dans le choix d'une stratégie de gestion du circuit

secondaire et d'injection d'azote dans le circuit primaire. La régulation de la ligne de by-pass agit pour maintenir la vitesse de rotation de l'arbre à sa valeur nominale ce qui assure aussi un débit dans le générateur de vapeur (GV) suffisamment grand pour évacuer l'énergie vers le circuit tertiaire en l'absence de l'alternateur. L'échauffement concerne aussi et surtout le cœur avec des températures maximales du combustible dépassant largement le seuil des 1600 °C. La température de l'hélium en branche chaude va jusqu'à dépasser les 1800 °C, alors que le critère est fixé à 1250°C.

Les calculs CATHARE2 de transitoires non protégés montrent bien la nécessité d'une injection de gaz caloporteur dans le circuit primaire lors d'une brèche primaire.

2.1.2 Simulation d'une injection d'hélium

L'injection d'hélium via trois accumulateurs de 540 m³ se déchargeant sur un signal de pression fixé à P = 40 bar a été étudiée. Le calcul montre clairement le non respect des critères de température pour le cœur (Figure 11). En ce qui concerne la température de la gaine en haut du cœur, le seuil des 1600°C est dépassé à t = 767 s, et le seuil des 2000°C à t = 1490 s. Le débit traversant le cœur ne suffit pas à le refroidir.

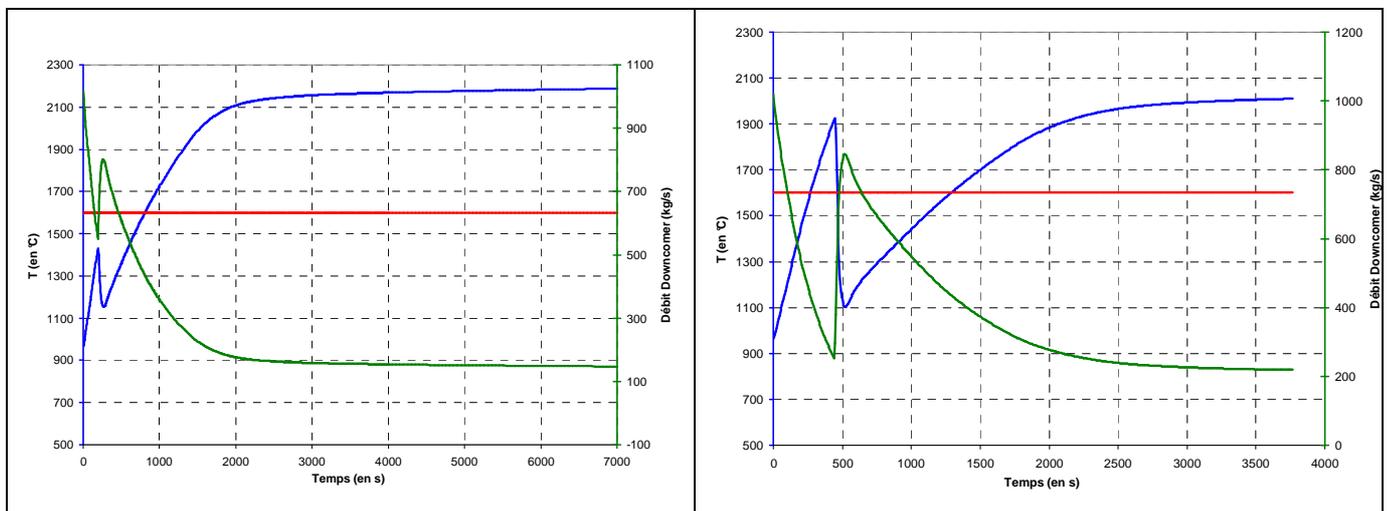


Figure 11 : Evolution de la température de la gaine en partie supérieure du cœur (en bleu) et du débit Downcomer (en vert) - injection d'hélium par 3 accumulateurs (à gauche) pour P = 40 bar ou par 5 accumulateurs (à droite) pour P = 20 bar

Il peut sembler intéressant d'augmenter la quantité d'hélium injectée dans le circuit. Un calcul a ainsi été mené en injectant de l'hélium contenu dans 5 accumulateurs de 540 m³. Le débit traversant le cœur a été augmenté d'environ 50% par rapport au cas des 3 accumulateurs. Le résultat n'est pas satisfaisant (Figure 11). Les accumulateurs se déchargent ici plus tardivement, pour P = 20 bar, afin d'éviter de dépasser le critère en pression de la cuve. Le critère des 1600°C (en rouge sur les figures) pour la température de la gaine est dépassé une première fois très largement avant l'injection puis une seconde fois après.

La conclusion de cette première étude est que l'injection d'hélium, même en multipliant le nombre d'accumulateurs, ne suffit pas à maintenir des températures acceptables dans le cœur et à prévenir sa dégradation. Il est dès lors nécessaire d'envisager un autre gaz dans une telle situation.

2.1.3 Simulation d'une injection d'azote à 14 bar

Le jeu de données simule un réacteur comprenant 3 accumulateurs en azote qui se décharge à un signal de basse pression du circuit primaire fixé à 14 bar. Cette injection fait remonter la

pression primaire jusqu'à 42 bar puis celle-ci diminue pour se stabiliser avec la pression de l'enceinte à la pression de repli.

L'injection fait multiplier le débit et la densité du gaz traversant le cœur par un facteur 10. La température de la gaine interne subit une augmentation initiale et dépasse, au centre et en partie supérieure du cœur, le seuil des 1600°C pendant 344 s et le seuil des 2000°C pendant 114 s. (Figure 12).

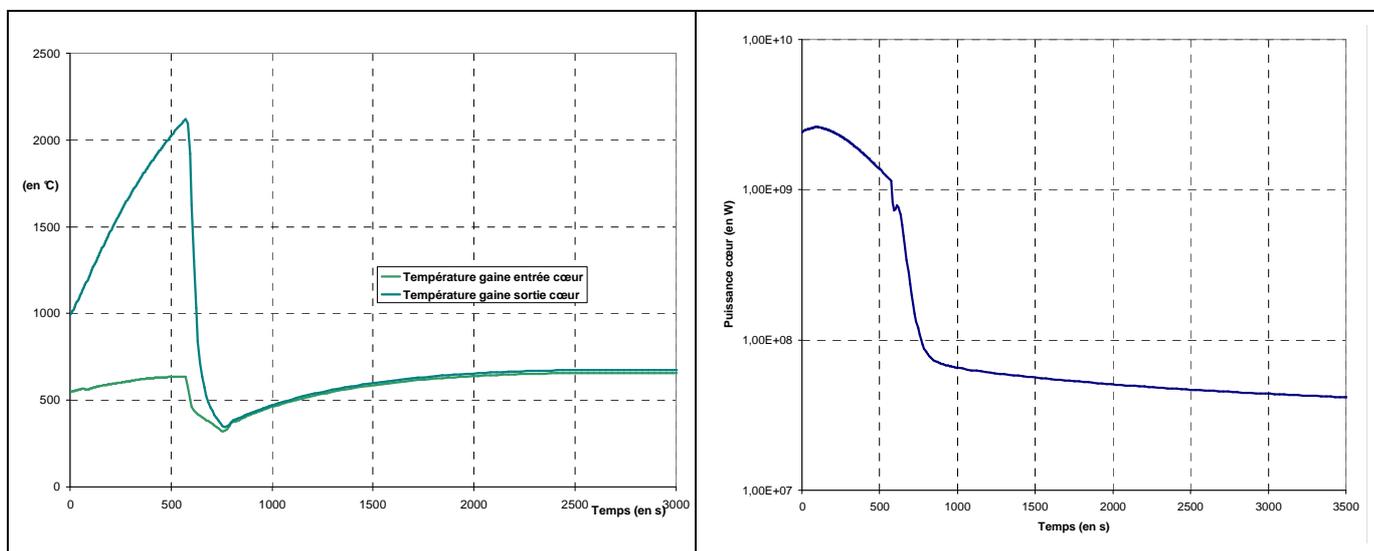


Figure 12 : Evolution de la température de la gaine et de la puissance thermique du cœur pour une injection d'azote à P = 14 bar

Ce calcul, qui semble indiquer un effet très bénéfique de l'injection d'azote au lieu de l'injection d'hélium dans cet accident, n'a pourtant pas de signification. Il est en effet nécessaire de prendre en compte le changement de nature du gaz sur la neutronique, ce qui n'est à la base pas fait par le code CATHARE2.

2.2. Effets sur la réactivité

2.2.1 Justification de l'étude

L'injection d'un gaz par des accumulateurs a un effet thermohydraulique sur la réactivité par deux façons. D'un côté elle apporte un refroidissement au cœur et augmente sa réactivité par effet Doppler. D'un autre côté, l'augmentation de masse volumique de l'absorbant qu'est le caloporteur la fait baisser, c'est l'inverse de l'effet de dépressurisation. Dans le calcul hypothétique présenté ci-dessus, l'équilibre entre ces deux effets permet de maintenir la réactivité négative et de diminuer la puissance (Figure 12).

Indépendamment des variations de température et de masse volumique, le changement de la nature chimique du gaz caloporteur induit également une variation de la réactivité. L'hélium est un atome plus léger que l'azote et ralentit donc mieux les neutrons. L'azote a un pouvoir modérateur plus faible et agit, par sa nature, sur la réactivité. Son injection entraîne une variation de la réactivité par plusieurs manières :

- une variation rapide de réactivité, qui s'opère approximativement à densité constante, relative au changement de la nature physique du gaz (pouvoir modérateur). Pour les

transitoires étudiés ici, on peut considérer cette variation instantanée dans la mesure où les calculs CATHARE2 indiquent que la fraction massique en azote passe très rapidement (Figure 13) de 0 à 1 dans le cœur.

- Une augmentation (moins rapide) de la densité, que l'on suppose survenir à fraction massique en azote constante et égale à 1.
- Un refroidissement du cœur et donc un effet Doppler qui apporte une contribution positive à la réactivité. Cet effet est déjà bien pris en compte dans CATHARE2 il n'est pas nécessaire de l'étudier davantage.

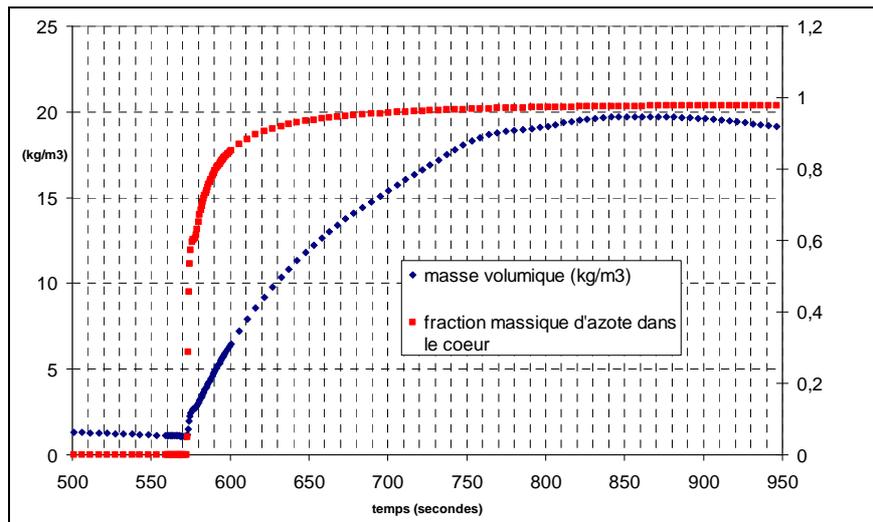


Figure 13 : masse volumique et fraction massique en azote du gaz lors de l'injection

Il est nécessaire d'estimer ces effets et de les implanter dans les calculs de transitoires accidentels réalisés avec CATHARE2. Une méthode consiste à étudier d'une part la variation de réactivité résultant du changement de gaz et d'autre part l'influence de la nature du gaz sur l'effet de dépressurisation (coefficient de vide du caloporteur).

Pour cela, le code de calculs neutroniques ERANOS [34] a été utilisé. Mon travail a consisté d'abord à modéliser le cœur du GFR 2400MWth avec le logiciel MACCAO qui permet de générer des jeux de données ERANOS. Les calculs de flux neutronique sont effectués en régime nominal et en considérant un cœur homogène (combustible, gainage et caloporteur mélangés) décrit par une géométrie à deux dimensions (RZ). Un premier calcul fin est fait sur une petite zone en considérant 172 groupes d'énergie pour les neutrons, en utilisant le code ECHO. Puis, un second calcul exploite les sections efficaces obtenues par le premier, en discrétisant le flux en 33 groupes d'énergie pour calculer le flux sur l'ensemble du cœur. Le principal résultat à exploiter est la valeur de la réactivité (en pcm) calculée. La simplicité de la description du cœur adoptée ici ne permet pas une grande précision sur la valeur absolue de la réactivité (les barres de commandes par exemple, dont l'effet est de plusieurs milliers de pcm, n'ont pas été représentées), cependant elle est tout à fait suffisante pour étudier des différences de réactivité entre plusieurs configurations, en ce qui nous concerne entre des fractions différentes d'azote dans le caloporteur.

Les hypothèses retenues pour la modélisation du cœur à plaques sont les suivantes :

- une modélisation 2-D R-Z cylindrique. Le cœur est constitué de 2 zones cylindriques concentriques. La première, d'un rayon de 1482 mm est enrichie à 16,5% et la

seconde, d'un rayon de 1886 mm est enrichie à 20,7%. L'enrichissement moyen est ainsi de 18,2% ;

- une hauteur de zone fissile de 2349 mm avec la composition suivante : 36% de gaz caloporteur, 23% de (U,Pu)C, 11,3% d'hélium formant le gap à l'intérieur des plaques, 28,7% de SiC, et 1% de W-14Re ;
- des réflecteurs axiaux d'une hauteur de 1 m chacun positionnés en haut et en bas et de composition : 60% de Zr_3Si_2 et 40 % de caloporteur ;
- un réflecteur radial cylindrique d'une épaisseur de 397 mm et de composition : 80% de Zr_3Si_2 et 20 % de caloporteur ;
- une densité du caloporteur comme paramètre variable (résultats CATHARE2) ;
- un maillage de 3 cm pour le calcul de l'ensemble du cœur.

Un calcul ERANOS simulant une dépressurisation a permis de retrouver la valeur du coefficient de vidange du réacteur en hélium. En effet, en considérant une réactivité initiale acquise pour une densité d'hélium caloporteur de $5,1 \text{ kg/m}^3$ et une réactivité finale pour une densité pratiquement nulle, on obtient une augmentation de réactivité de 310,2 pcm, une valeur très proche des valeurs admises par ailleurs (le cœur « 12/06 F » à l'équilibre étudié en détails a un effet de dépressurisation de 309 pcm en début de vie et de 307 pcm en fin de vie d'après [17]). Ce premier résultat permet d'avoir *a priori* confiance dans le modèle.

Le calcul de l'effet du caloporteur sur la réactivité dans CATHARE2 prend en considération uniquement la densité du caloporteur, et non sa nature. Il s'agit de modifier la réactivité en y intégrant deux nouvelles considérations :

- l'influence du changement de la nature du fluide (Tableau 1) à densité constante ;
- la modification de l'effet de dépressurisation du caloporteur (Tableau 2) ;

Le deuxième point intervient globalement après le premier, comme le suggère le graphique en Figure 13. Il est possible de supposer que l'augmentation de la masse volumique se fait à fraction volumique en azote constante et égale à l'unité.

2.2.2 Effets sur la réactivité du changement hélium-azote

Lors de l'injection d'azote à 14bar, la densité du gaz est environ égale à 1 kg/m^3 . On considère que c'est à cette densité que la fraction massique en azote passe de 0 à 1. La température du caloporteur est en moyenne de 350 °C à l'entrée du cœur et de 1600 °C à sa sortie. La variation de réactivité obtenue à densité du gaz constante est rapportée dans le Tableau 1. Le résultat en \$ est obtenu en divisant par la fraction de neutrons retardés estimée à 347 pcm.

Fractions volumiques		$\Delta\rho$ (pcm)	$\Delta\rho$ (\$)
He : 100%	N ₂ : 0%	0	0
He : 75%	N ₂ : 25%	+13	+0,037
He : 50%	N ₂ : 50%	+33	+0,095
He : 25%	N ₂ : 75%	+40	+0,115
He : 0%	N ₂ : 100%	+55	+0,16

Tableau 1 : variations de réactivité par la composition chimique du fluide caloporteur

2.2.3 Effets sur la réactivité de la pressurisation en azote

Il s'agit maintenant d'étudier l'effet sur la réactivité d'une augmentation de la densité de 1 à 20 kg/m³ en présence uniquement d'azote.

Masse volumique de l'azote (kg/m ³)	$\Delta\rho$ (pcm)	$\Delta\rho$ (\$)
1,0	0	0
3,0	-25,3	-0,073
5,0	-50,5	-0,15
10,0	-113,3	-0,33
15,0	-175,9	-0,507
20,0	-238,63	-0,688

Tableau 2 : Effets de la pressurisation en azote sur la réactivité

CATHARE2 (qui considère un caloporteur 100% He) utilise une valeur de coefficient de vidange de 0,2097 \$/(kg/m³). On se propose de recalculer cette valeur avec ERANOS dans les cas 100% He et 100% N₂. Le rapport entre les deux valeurs pourra ainsi être utilisée pour modifier le coefficient de vidange du caloporteur au moment de l'injection d'azote.

Les résultats des calculs ERANOS sont représentés en Figure 14. La variation de la réactivité en fonction de la masse volumique du caloporteur est donnée pour trois compositions chimiques différentes. Le cas 100% N₂ (d'après les valeurs du Tableau 2), en orange sur le graphique, indique un effet de dépressurisation moins favorable (la réactivité s'en retrouvera augmentée) et égal à 0,0365 \$/(kg/m³), tandis qu'il vaut 0,174\$/(kg/m³) pour un gaz 100% He. Il y a donc un rapport 4,8 entre les deux coefficients de vidange.

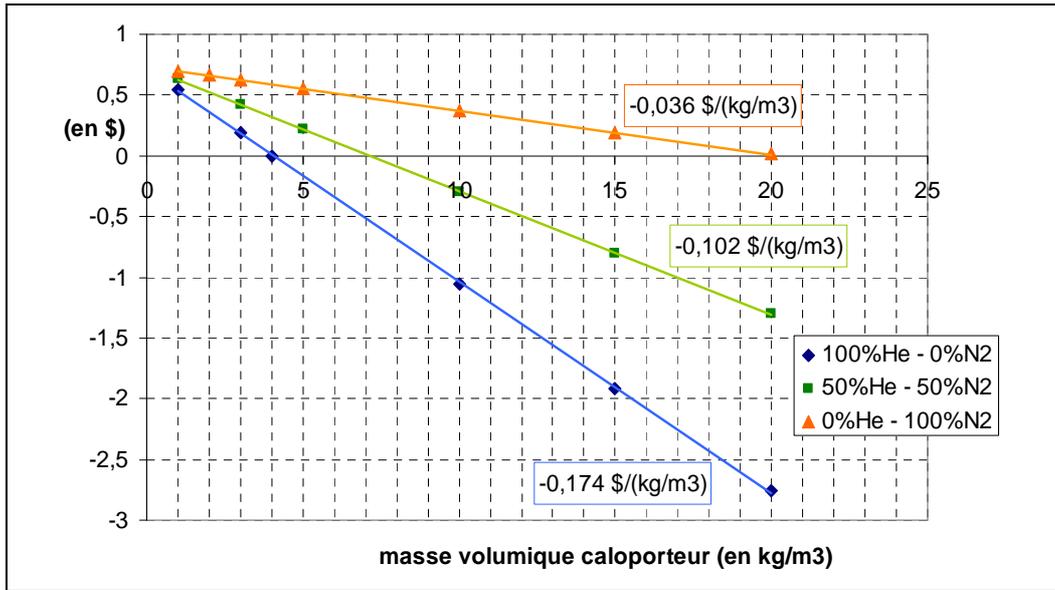


Figure 14 : Synthèse des résultats ERANOS – variation de réactivité en fonction de la densité

2.2.4 Modélisation de l'insertion de réactivité avec CATHARE2

La modélisation des effets neutroniques de l'azote se fait donc sur deux plans. Il est proposé d'introduire à l'instant de l'injection (ici à $t = 574s$) une insertion de réactivité extérieure. Celle-ci se fait de 0 à 0,115\$ en 6 secondes puis de 0,115\$ à 0,16\$ en 80 secondes. Les valeurs sont choisies pour suivre l'évolution de la fraction en azote dans le cœur. Cette réactivité extérieure est représentée en orange en Figure 15. On simule la variation du coefficient de vidange du caloporteur qui est divisé par 5 à $t = 574s$ dans le calcul présenté. Ces résultats sont à mettre en regard de ceux obtenus sans modélisation de l'effet neutronique et tracés en Figure 12. Le calcul indique bien une excursion de puissance jusqu'à une puissance thermique atteignant les 3000 MW (voir Figure 15).

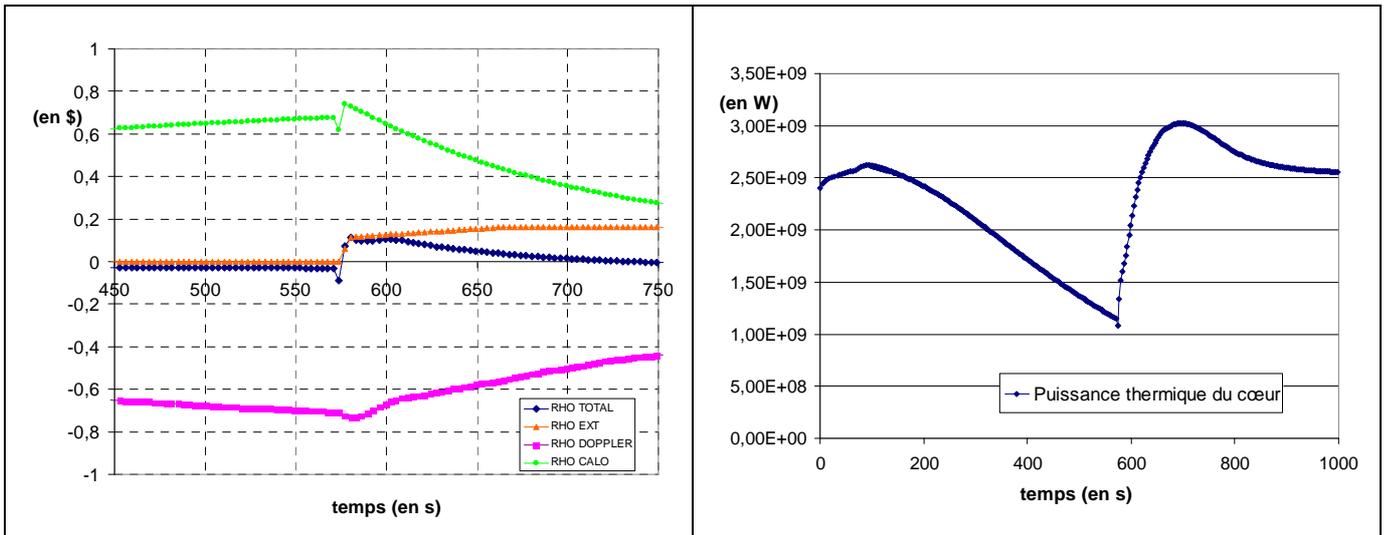


Figure 15 : A gauche, évolution de la réactivité totale (en bleu) et des coefficients neutroniques pendant l'injection d'azote. A droite, puissance du cœur.

Dans ce calcul, les 600 premières secondes sont naturellement identiques au cas calculé sans prise en compte des effets neutroniques de l'azote et présenté plus haut, avec notamment une

température maximale du gainage dépassant le seuil ultime des 2000°C pendant une centaine de secondes avant l'injection. Par rapport à ce calcul, on constate que l'excursion de puissance entraîne des températures de gainage plus grandes. En haut du cœur, elle se stabilise à une valeur proche de 1250°C. La température du gaz en sortie cœur se stabilise à 1080°C.

2.2.5 Influence de la modélisation de l'effet neutronique

La première observation est l'influence notable de cette modélisation sur la puissance thermique du cœur qui conditionne donc les températures dans le réacteur.

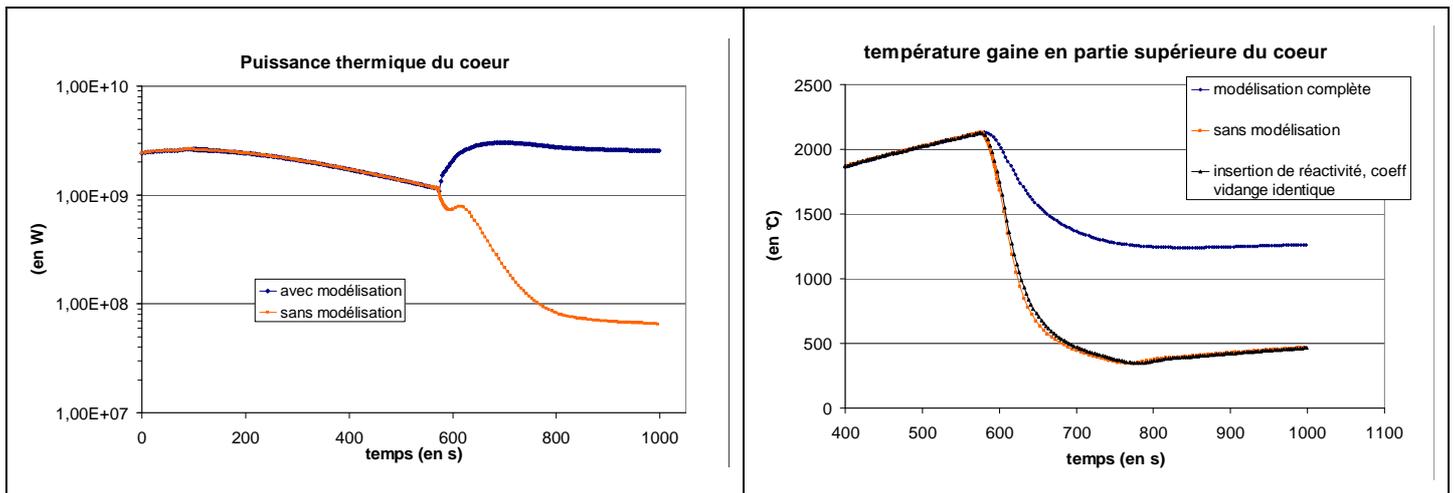


Figure 16 : Puissance du cœur et température de la gaine face interne en partie supérieure du cœur avec ou sans modélisation de l'effet neutronique de l'azote

L'effet le plus important sur la neutronique et sur la thermique est très clairement la modification de ce coefficient de vidange du caloporteur et non pas la légère insertion de réactivité simulant le changement de la nature chimique du caloporteur (voir Figure 16).

2.3. Mode d'injection de l'azote

L'objet de cette partie est de simuler et de comparer plusieurs modes d'injection d'azote différents lors d'une situation de brèche 3 pouces sur le circuit primaire afin d'évaluer le respect ou non des critères de découplage et de définir la meilleure stratégie pour éviter un accident grave. L'effet neutronique de l'injection d'azote est pris en compte (insertion de réactivité et division par 5 du coefficient de vidange).

2.3.1 Injection d'azote à P = 14 bar ou P = 30 bar

Comme évoqué précédemment, le calcul de ce transitoire (brèche 3 pouces non protégé avec injection d'azote à 14 bar et simulation de l'effet neutronique) fait état de températures dépassant les critères pendant les premières secondes (Figure 16). Plus précisément, on peut noter que la température maximale du gainage en haut du cœur dépasse 1600°C pendant 380 s lors de la première phase du transitoire (avant l'injection d'azote) puis augmente par la suite et dépasse ce seuil à nouveau 50 min après le début de l'accident pour se stabiliser ensuite à plus de 1900°C. Les critères de températures maximales court terme (2000°C) et long terme (1600°C) ne sont donc pas respectés (Figure 17).

Ces températures excessives s'expliquent par les valeurs atteintes par la puissance thermique du cœur alors que son refroidissement est dégradé. Celle-ci dépasse sa valeur nominale de 2400 MW une première fois pendant les 200 premières secondes du transitoire, puis, à la suite de l'injection, pendant plus de 20 min. Deux heures après le début de l'accident, la puissance est d'environ 1540 MW.

Les circuits secondaires He-N₂ se comportent globalement chacun de la même manière. L'arbre conserve sa vitesse de rotation de 3000 tr/min, grâce à la régulation de la ligne de by-pass.

Le même transitoire a également été simulé mais avec une injection de l'azote dès que la pression primaire atteint 30 bar, à savoir à $t = 296$ s. La même modélisation de l'effet neutronique de l'azote a été employée.

Par rapport à l'injection d'azote à 14 bar, on constate logiquement un meilleur refroidissement dans la première phase de l'accident. La température de la gaine ne dépasse pas 2000°C, et dépasse le seuil de 1600°C pendant seulement 100 s alors que la durée était de 380 s pour l'injection plus tardive à 14 bar. En revanche, à la suite de l'injection, le seuil des 1600°C est atteint plus tôt, plus précisément 45 min après le début du transitoire. Il est à noter par ailleurs une puissance thermique du cœur plus grande lors de l'injection d'azote dans le cas 30 bar par rapport au cas 14 bar (Figure 17).

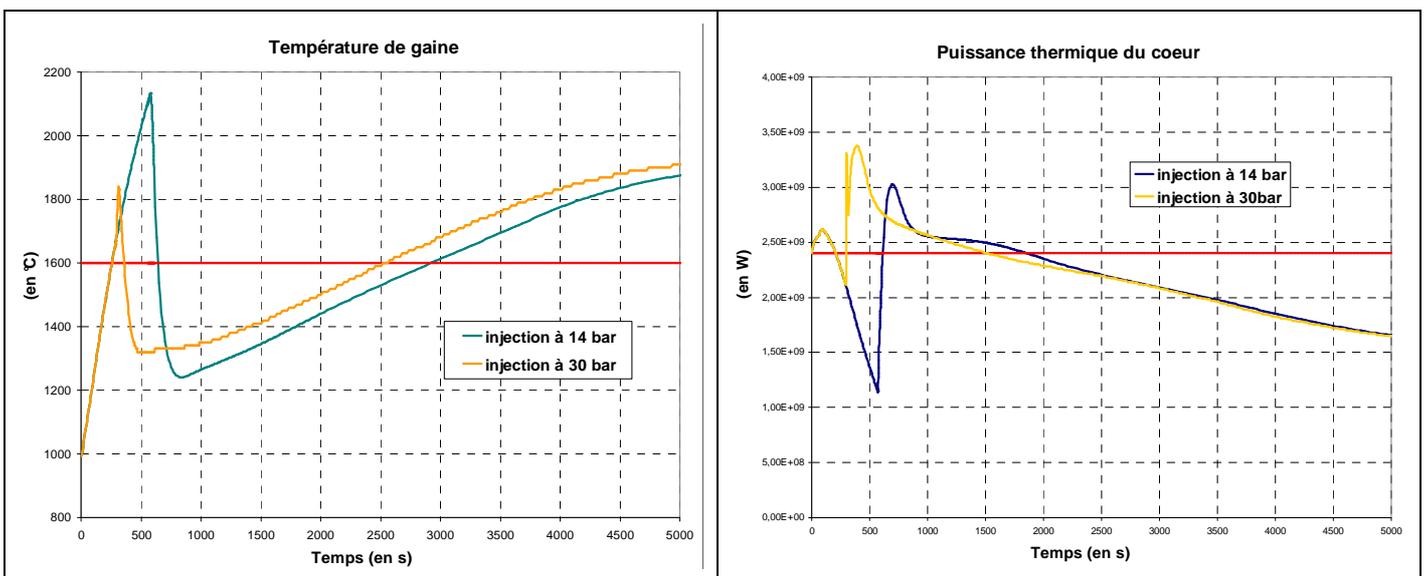


Figure 17 : comparaison de la température maximale du combustible et de la puissance du cœur - injection 14 ou 30 bar

Cette puissance thermique excessive du cœur entraîne des températures plus importantes dans les circuits pendant les 1000 premières secondes. L'échauffement du gaz dans les boucles secondaires résulte de la différence entre l'énergie apportée par le primaire et l'énergie qui peut être évacuée par les GV. Un bilan d'énergie (pour le cas de l'injection à 30 bar) indique un différentiel total de 600 MW, soit 200 MW par boucle.

2.3.2 Décharge moins tardive des accumulateurs

Il s'agit ici d'étudier la possibilité et l'efficacité d'une décharge des accumulateurs à une pression primaire plus importante. Nous avons en effet constaté que le fait d'attendre d'avoir une pression de 14 bar ou de 30 bar est problématique vis-à-vis de la température du gainage (Figure 17). L'idée est d'agir plus tôt pour éviter que la température du gainage dépasse un certain seuil fixé à 1850°C. Il faut par ailleurs prendre garde à ne pas décharger trop d'azote et

ainsi risquer de dépasser une pression primaire de 70 bar et de ne plus respecter les critères de dimensionnement de la cuve.

On constate naturellement un meilleur refroidissement pour une injection effectuée plus tôt. Comme l'indique le graphique ci-après, pour la première phase du transitoire, le seuil ultime de 2000°C (seuil court terme) n'est pas respecté pour une pression d'injection de 14 bar mais il l'est pour une pression supérieure. Si l'on s'impose en revanche un critère plus conservatif de 1850°C (correspondant au début de liquéfaction des matériaux du cœur) au lieu de 2000°C, on voit qu'il est également respecté si l'on attend une pression primaire de 30 bar pour injecter l'azote.

Il apparaît donc que la pression de décharge n'a aucune influence sur la phase long terme du transitoire qui ne dépend que de la pression de repli et donc de l'inventaire des accumulateurs. L'efficacité de l'injection est observée pendant les premières secondes de l'accident, avec le choix d'une pression de décharge qui dépend du critère de température à respecter.

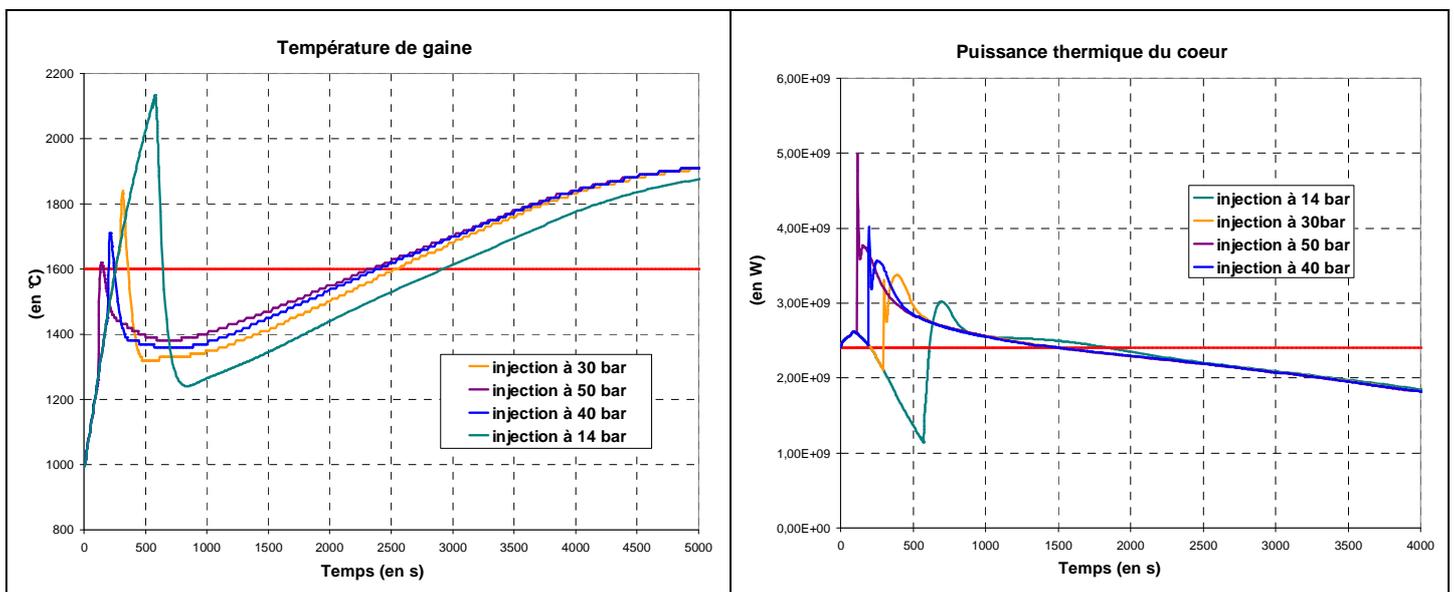


Figure 18 : évolution de la température maximale de gaine et de la puissance thermique du cœur pour plusieurs pressions d'injections d'azote différentes

2.3.3 Etude de l'intérêt de 4 accumulateurs en azote de 540 m³

Le stade actuel de la pré-conception du concept de 2400 MW prévoit la présence de trois accumulateurs (en hélium ou en azote) d'un volume de 540 m³ chacun et à une pression de 70 bar. En cas de brèche primaire, la pression de repli s'établit alors vers 13 bar (donnée d'entrée du dimensionnement de l'enceinte rapprochée). Notons que quel que soit le gaz choisi, cette pression sera toujours la même car le nombre de moles relâchée par les accumulateurs sera identique.

L'idée est ici d'étudier l'intérêt d'avoir 4 accumulateurs au lieu de 3. Les calculs de transitoires avec CATHARE2 confirment bien l'amélioration du refroidissement du cœur (Figure 19). La pression dans le circuit primaire s'établit au final à 13,4 bar au lieu de 11,4 bar. Le calcul est relatif à une injection instantanée des 4 accumulateurs pour une pression primaire atteignant 40 bar. On constate que suite aux injections, la pression remonte et passe par un maximum de 60 bar, ce qui laisse une marge appréciable vis-à-vis du dimensionnement de la cuve. L'intérêt concerne avant tout la température maximale du gainage qui se retrouve ainsi diminuée à long terme. Celle-ci s'établit à environ 1860°C au lieu de 1940°C. Le premier inconvénient relatif de la limitation de la température du cœur est la puissance

thermique du cœur légèrement supérieure (effet Doppler), celle-ci atteignant à long terme 72 % de sa puissance nominale au lieu de 65 %, ce qui ne pose dans tous les cas aucun problème pour l'évacuer par les générateurs de vapeur.

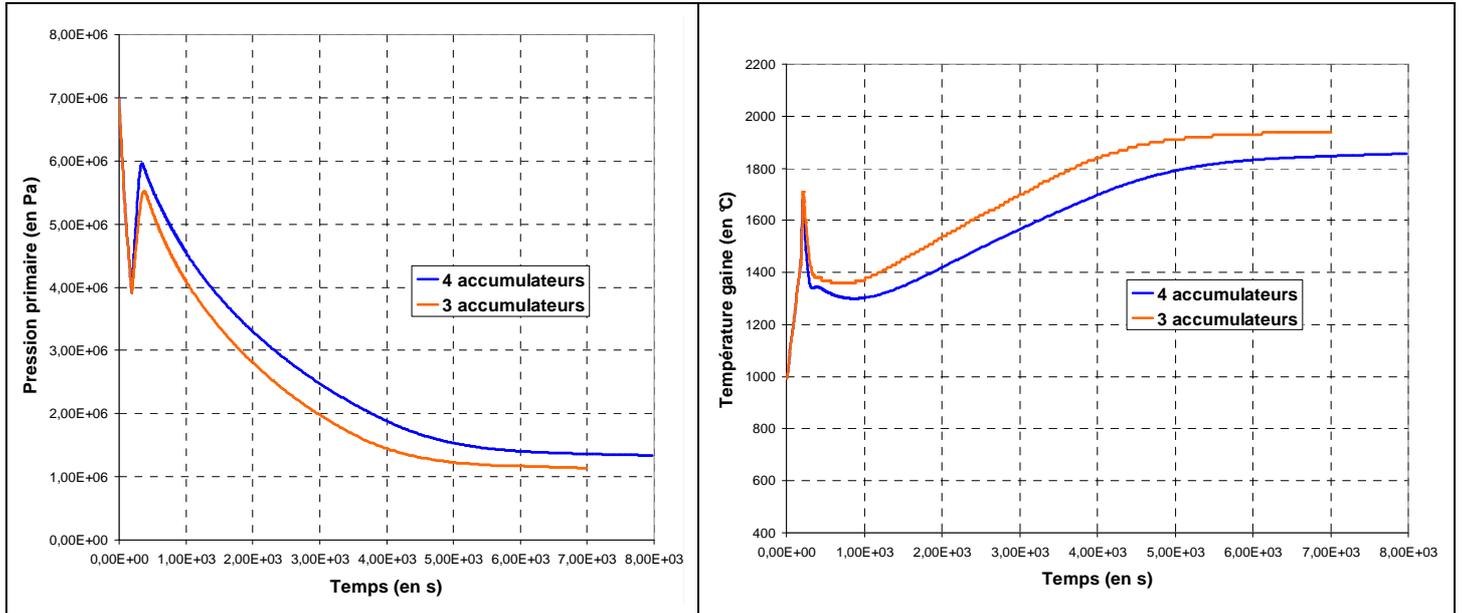


Figure 19 : comparaison de la pression primaire (à gauche) et de la température de gaine face interne en haut du cœur (à droite) pour des injections d'azote par 3 ou 4 accumulateurs

2.3.4 Stratégie de mitigation de l'accident

Par des actions de pilotage du réacteur, il est possible d'améliorer le refroidissement du cœur et d'éventuellement respecter les critères de température du cœur lors d'un accident de perte de réfrigérant primaire (brèche 3") non protégé. L'objet de cette partie est de tenter d'établir une stratégie réaliste (variation des paramètres dans une plage acceptable) dans le but d'aboutir à :

- une température de gaine à long terme si possible inférieure à 1600°C (éventuellement entre 1600°C et 1850°C) ;
- une température de gaine au maximum égale à 2000°C à court terme, si possible inférieure à 1850°C ;
- un fonctionnement correct de l'installation (débit primaire, débit eau alimentaire GV, qualité de la vapeur sortie GV...)

Il a été calculée avec CATHARE2 une stratégie de mitigation consistant à :

- décharger 4 accumulateurs d'azote d'un volume de 540 m³ chacun dès que la pression primaire atteint 40 bar ;
- augmenter de 20% la vitesse de rotation des trois soufflantes primaires ;
- maximiser l'énergie évacuée par les GV en réduisant la pression de sortie de la vapeur de 150 à 100 bar et en augmentant le débit d'eau de 10% en une minute ;

Ces actions ont un effet bénéfique sur les températures du cœur (Figure 20) mais ne suffisent cependant pas à les ramener à un niveau inférieur à 1850°C. Ainsi la température maximale du gainage côté combustible au centre du cœur dépasse le seuil des 1600°C à t = 3050 s, dépasse ensuite le seuil des 1850°C à t = 5100 s. A long terme, la température continue

d'augmenter et atteint le seuil de 2000°C vers 34000 s. Si l'on admet un critère en température de 1850°C, cela donne un délai de grâce de 1h25min pour faire chuter les barres d'arrêt. Notons enfin que cela se traduit par une puissance thermique du cœur légèrement plus élevée. Celle-ci s'établit par exemple à 2 000 MW au lieu de 1 500 MW à $t = 7000$ s. Elle passe également en dessous de sa valeur nominale plus tard, autour de $t = 4000$ s au lieu de 1500 s.

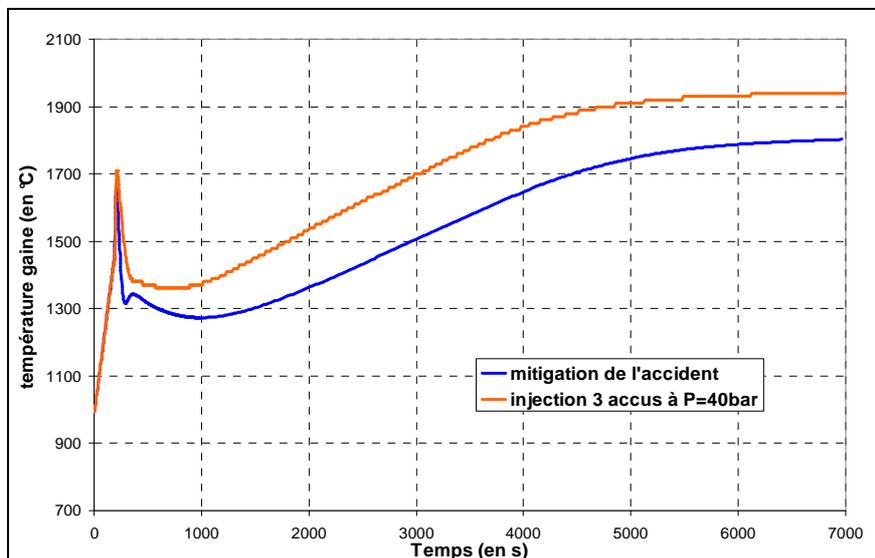


Figure 20 : comparaison de la température de la gaine en haut du cœur entre une situation de simple injection à P=40 bar et pour une stratégie plus complète de contrôle de l'accident

2.3.5 Etude de l'injection d'un absorbant neutronique

On se propose dans cette partie d'étudier l'intérêt d'injecter, au moment de l'injection d'azote, un absorbant neutronique gazeux : l'hélium 3. Ce gaz, très coûteux, est notamment employé dans le réacteur expérimental CABRI pour simuler une éjection de grappe (insertion rapide de réactivité) par l'intermédiaire d'une dépressurisation rapide de barres remplies en hélium 3.

Les jeux de données ERANOS créés pour l'étude de l'effet de l'injection d'azote (voir partie II-2) ont été repris pour étudier l'impact sur la réactivité de l'injection d'un mélange d'azote et d'hélium 3.

Considérons le cas où l'on aurait un mélange azote-He3 dans trois accumulateurs de 540m³. Le tableau suivant présente les résultats des différences de réactivité entre une situation 100% He4 à une masse volumique de 1 kg/m³ (une valeur qui correspond approximativement à une situation d'injection à P = 30 bar) et une situation où le cœur est rempli du mélange azote-He3, toujours pour une masse volumique de 1 kg/m³.

Mélange (en fractions volumiques)	Volume d'He3 (en m ³)	Masse d'He3 (en kg)	$\Delta\rho$ (en \$)
5% He3 – 95% N ₂	80	680	- 0,566
10% He3 – 90% N ₂	160	1350	- 1,10
15% He3 – 85% N ₂	240	2034	- 1,61

Tableau 3 : variations de réactivités calculées par ERANOS pour un mélange azote-He3

On constate que la présence de seulement 5% en fraction volumique dans le gaz injecté d'hélium 3 (mais qui correspond à une masse non négligeable de 680 kg) suffit à imposer une variation de réactivité significative de $-0,566 \$$.

Des calculs CATHARE2 ont été entrepris pour simuler une telle injection. En Figure 21 sont rapportées les valeurs des coefficients neutroniques intervenant dans le calcul de la réactivité et de la puissance. Une insertion rapide de réactivité de $-0,566 \$$ a été simulée lors de l'injection de l'azote. Celle-ci a pour effet de faire baisser drastiquement la puissance neutronique qui passe alors de 2150 MW à 1600 MW cinq minutes après l'injection. La température du cœur prend par la suite des valeurs respectant les critères (la température de la gaine est ainsi nettement inférieure à 1600°C comme l'atteste le graphique en Figure 21).

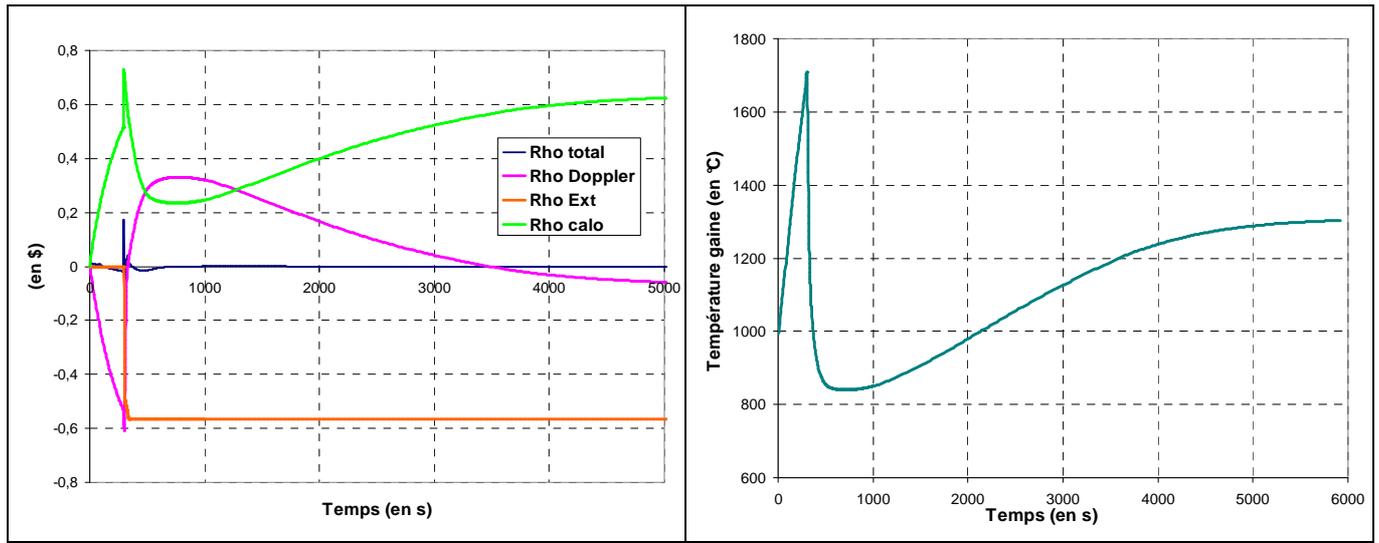


Figure 21 : Coefficients neutroniques et réactivité (à gauche); température maximale de la gaine (à droite) lors de l'injection du mélange $\text{N}_2\text{-5\%He3}$

L'injection combinée d'azote et d'hélium 3 peut donc se montrer intéressante dans l'accident étudié. Il est cependant nécessaire de rappeler les incertitudes liées au calcul de la réactivité (modélisation du cœur et mode de calculs d'ERANOS, choix de la méthode) qui a un impact direct sur le calcul de la puissance et des températures du cœur (en non protégé, une faible variation de réactivité peut sensiblement modifier la puissance). Ces premiers calculs exploratoires indiquent *a priori* un effet bénéfique susceptible de prévenir une dégradation du cœur. Cet avantage est bien-sûr à mettre en regard du coût exorbitant d'une telle quantité d'hélium3 dont l'utilisation en quantité industrielle semble réshibitoire.

2.4. Nitruration du SiC

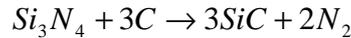
Outre son effet sur la neutronique, l'azote présente également l'inconvénient de réagir chimiquement avec le matériau du gainage (composite SiC/SiCf). Cette réaction, dite de nitruration, nécessite d'être étudiée vis-à-vis de l'APRP-PB non protégé.

2.4.1 Thermodynamique

Pour une température inférieure à une température de transition (qui augmente avec la pression partielle en azote), le carbure de silicium se niture selon [18] :



Au-delà de cette température de transition, la réaction s'inverse :



Au-delà de 2114 K, il semble que le SiC commence à se décomposer (en silicium liquide et en carbone). Au-delà de 2500 K, des composés gazeux tels que CN (observé par Trusso et al.), CSi_2 , C_2Si , Si peuvent se former.

La chaleur de réaction indiquée plus haut (-618 kJ/mol) est donnée pour une température de 298 K. Chang et al. [18] indiquent une chaleur de réaction du même ordre de grandeur (-767 kJ/mol) pour la nitruration du silicium à 1623 K. La réaction de nitruration est exothermique, ce qui est favorable dans la mesure où cela va tendre à faire augmenter la température et l'amener ainsi au-delà de la température de transition.

Le graphique en Figure 22 permet d'obtenir des valeurs de la température de transition pour certaines valeurs de pression partielle en azote d'intérêt.

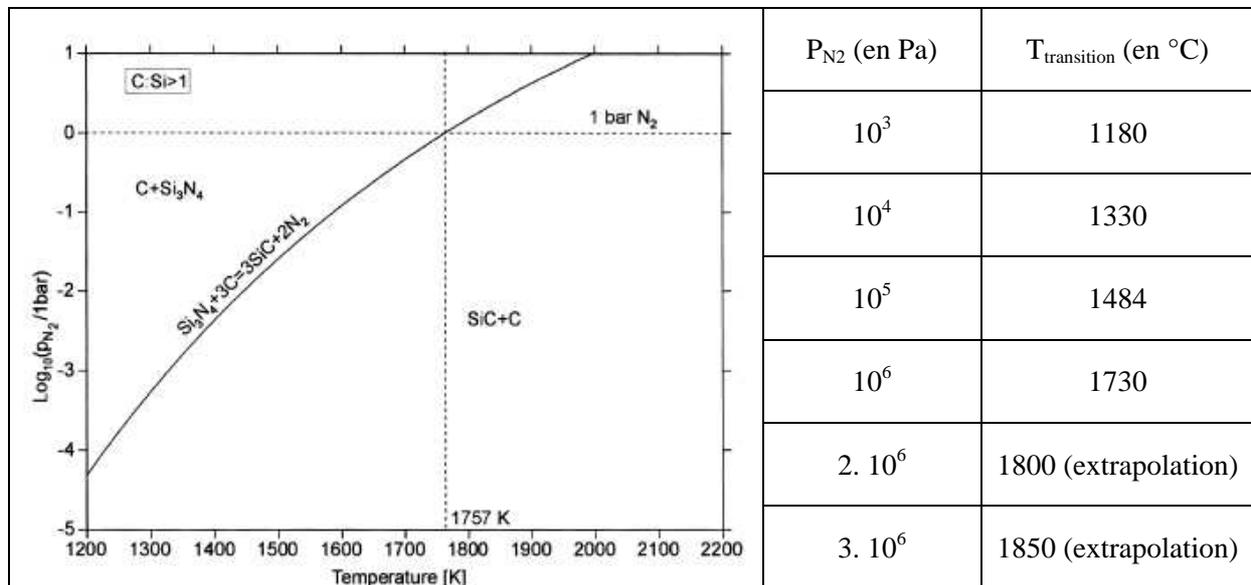


Figure 22 : Diagramme de phase du système Si-C-N [25] (à gauche) et températures de transition de la réaction de nitruration en fonction de la pression partielle en azote

2.4.2 Cinétique

Il existe peu de données de cinétique applicables aux situations étudiées. Des essais de nitruration sous 200 MPa d'azote à 1850°C ont été réalisés (She et al.). Ils n'ont obtenu que 14 μm de nitrures. Ekelung et Forslung ont étudié la cinétique de nitruration de mélanges Si-O-C sous forme de poudres. Ici encore, la cinétique est lente (29% nitruré en 4h à 1550°C). Cette cinétique présente une dépendance positive avec la pression partielle d'azote. Il y a malgré cela un réel manque de données expérimentales sur la cinétique de nitruration du SiC ce qui empêche de mener une étude aussi approfondie que pour l'oxydation du SiC (en partie suivante).

2.4.3 Résultats des transitoires accidentels

Il s'agit dans un premier temps de comparer la température du gainage avec la température de transition de la réaction de nitruration. L'exemple étudié est celui correspondant à une injection d'azote dès que la pression primaire atteint le seuil de 50 bar.

La Figure 23 représente les températures de la gaine en partie basse et en partie haute du centre du cœur qui sont comparées à la température de transition calculée pour une pression partielle en azote de 10 bar (elle vaut 1530 °C). Or nous constatons qu'elle dépasse 10 bar pendant une grande partie du transitoire, ce qui rend plus grande cette température de transition. Une grande partie du cœur voit sa température de gainage à une valeur inférieure à cette température de transition sous-évaluée, ce qui permet d'affirmer avec une certaine confiance que le SiC subit effectivement une nitruration dans la mesure où la thermodynamique nous informe qu'une telle réaction est favorable ($T_{\text{gaine}} < T_{\text{transition}}$). Il reste à évaluer sa cinétique.

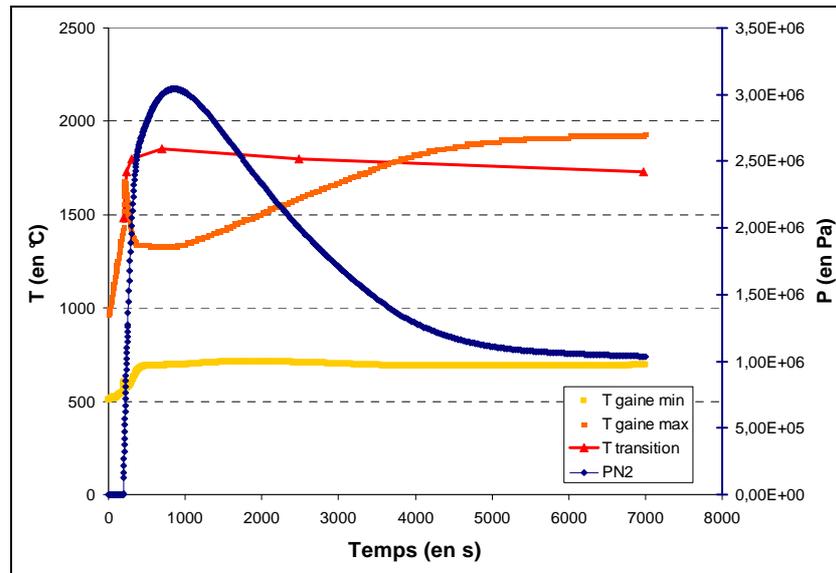


Figure 23 : comparaison entre les températures max et min du gainage et la température de transition de la nitruration, estimée à partir de la pression partielle en azote (Figure 22)

L'injection d'azote lors d'un APRP-PB non protégé induit un risque certain de nitruration (thermodynamique favorable) mais dont la cinétique de réaction reste à évaluer. Des essais expérimentaux dans des conditions représentatives (P_{N_2} variant de 0 à 30 bar et T_{SiC} variant de 500 à 1800 °C) sont pour cela nécessaires.

2.5. Conclusion

Dans cette partie, il a été abordé l'intérêt et les conséquences de l'injection d'azote lors d'un APRP-PB (taille de brèche au maximum égale à 3 pouces) non protégé. L'azote présente l'avantage d'un refroidissement efficace du cœur en comparaison de l'hélium mais a des effets négatifs du point de vue de la puissance du cœur (insertion de réactivité et division par 4,8 du coefficient de vidange du caloporteur) qui se retrouve nettement augmentée conduisant ainsi à des températures de cœur pouvant être assez élevées. Il est néanmoins possible d'en limiter les conséquences par une stratégie de mitigation de l'accident mais qui ne suffit pas à maintenir le gainage à une température inférieure à 1850°C plus de 1h20 après le début de l'accident. L'azote présente enfin l'inconvénient d'une réactivité chimique avec le SiC dont la réaction est thermodynamiquement favorable dans le transitoire étudié.

3. Entrée d'air et oxydation du gainage

L'étude a pour cadre un accident de perte de réfrigérant primaire (APRP) combiné à une brèche dans l'enceinte rapprochée, c'est-à-dire avec perte de la pression de repli. L'enceinte rapprochée subie une dépressurisation préalable entraînant par la suite une entrée d'air dans l'enceinte rapprochée. Suite à l'APRP, de l'air pénètre dans le circuit primaire et parvient dans le cœur. L'oxygène pénétrant dans le cœur est susceptible d'oxyder le gainage en SiC/SiCf et de le détériorer.

3.1. Cas d'étude et résultats préliminaires

Des calculs de grosses brèches avec perte de la pression de repli ont déjà été réalisés avec l'objectif de fournir un ordre de grandeur de l'entrée d'air dans le circuit primaire. Par ailleurs, les boucles normales et leur circulateur étant conçus pour fonctionner à une pression comprise entre 5 et 70 bar, il a été nécessaire d'évaluer leur capacité à fonctionner à une pression inférieure à 5 bar, ce qui pourrait se produire au cours de ce transitoire. Deux scénarios ont été postulés :

- brèche 10" sur circuit primaire combinée à une brèche 10" sur l'enceinte rapprochée (cas 10"-10") ;
- brèche 10" sur circuit primaire combinée à une brèche 2" sur l'enceinte rapprochée (cas 10"-2").

L'enceinte du bâtiment réacteur a été modélisée de deux manières : soit par un volume (0-D), soit par 2 composants axiaux (1-D). Le volume libre du bâtiment réacteur a été fixé à 30 000 m³ ou bien à 60 000 m³ [10]. Le processus de diffusion moléculaire n'étant pas modélisé dans un code système tel que CATHARE2, la représentativité de la modélisation du bâtiment réacteur et de l'enceinte rapprochée est limitée car elle ne permet notamment pas de représenter la stratification des gaz dans ces enceintes.

Dans le cas 10"-10", avec une boucle primaire en fonctionnement, il apparaît que le débit ne permet pas de refroidir suffisamment le cœur si le volume du bâtiment réacteur est de 60 000 m³. Avec une modélisation de 30 000 m³, il apparaît que l'échauffement maximal du cœur se limite à 2000°C, avec une pression finale dans l'enceinte rapprochée plus grande, proche de 2 bar [10].

Dans le cas 10"-2", la cinétique de dépressurisation est suffisamment lente pour refroidir le cœur dans le respect des critères d'acceptabilité.

L'entrée d'air dans l'enceinte rapprochée et donc la pression partielle en air dans le cœur est environ deux fois plus grande avec une modélisation 0-D du bâtiment réacteur que dans une modélisation 1-D. On retient donc les résultats des calculs 0-D afin de maximiser l'entrée d'air pour réaliser des calculs thermochimiques « enveloppes ».

L'injection d'azote (dès que la pression dans l'enceinte rapprochée atteint 5 bar) s'avère efficace et permet de refroidir suffisamment bien le cœur. Le débit dans le cœur est alors de 90 kg/s au lieu de 8 kg/s en l'absence d'injection d'azote. La pression de repli est de 3 bar au lieu d'environ 1,5 bar. L'entrée d'air intervient naturellement plus tard en cas d'injection d'azote. Mais au bout de 24h, la quantité d'air traversant le cœur est pratiquement identique.

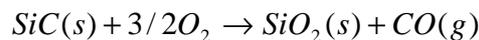
En effet, la pression partielle en air est certes dix fois plus basse avec l'injection d'azote mais le débit total est lui dix fois plus grand.

3.2. Oxydation du SiC

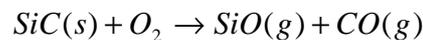
3.2.1 Phénoménologie :

Il existe deux régimes d'oxydation :

- Une oxydation passive suivant une loi parabolique avec formation d'une couche protectrice de SiO_2 à basse température et à haute pression partielle en O_2 :



- Une oxydation active suivant une loi linéaire avec formation d'une couche instable de SiO à haute température et faible pression partielle en O_2 :



Pour une température supérieure à $1600^\circ C$, le régime d'oxydation est essentiellement actif et induit une dégradation du gainage. Un tel régime doit être limité à une certaine durée et à une petite zone. A l'inverse, l'oxydation passive ne détériore pas les propriétés mécaniques de la gaine.

3.2.2 Influence de la microstructure du composite

La plupart des résultats concernant l'oxydation du SiC issues de la littérature ne sont valables en toute rigueur que pour un matériau monolithique. Le composite SiC/SiCf peut être assimilé en première approximation à du SiC de phase β dont l'oxydation a fait l'objet d'un certain nombre d'études.

Un article [20] propose un mécanisme de dégradation sous air du composite SiC/SiCf à interphase pyrolytique (en carbone) qui est illustré à la Figure 24. Pour $T < 1100^\circ C$, c'est principalement l'interphase qui subit une dégradation selon une réaction d'oxydation produisant du CO ou du CO_2 . Pour $T > 1100^\circ C$, la matrice et la fibre subissent une oxydation passive qui forme une couche protectrice de silice qui empêche la poursuite de la dégradation de l'interphase.

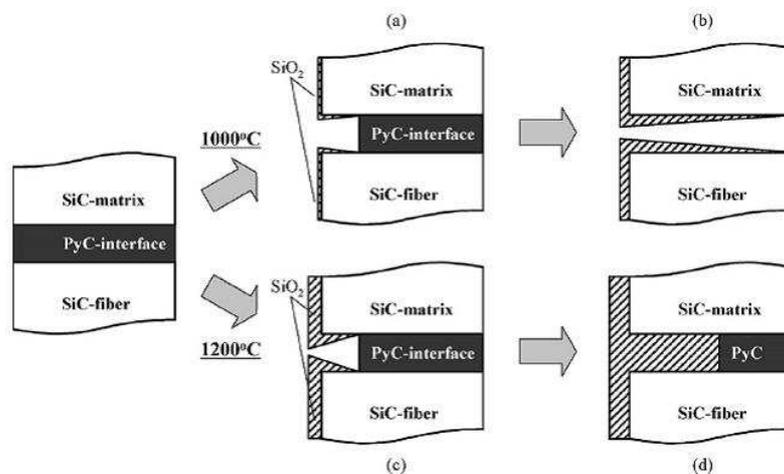


Figure 24 : Mécanisme de dégradation du composite PyC-SiC/SiCf [20]

3.2.3 Approche thermodynamique

La température de transition (en K) entre les deux régimes d'oxydation, donnée par le code de calcul thermodynamique Gemini, s'écrit en fonction de P_{O_2} (en Pa) [18] :

$$T_{transition} = \frac{43292}{\ln(5.10^{13}/P_{O_2})}$$

Elle augmente avec la pression partielle d'oxygène. Pour l'air à 1 bar (0.2 bar d' O_2), elle vaut 2000 K. Des calculs thermodynamiques [23] indiquent que la température de transition passive-active augmente lorsque la pression partielle en espèces oxydantes augmente (O_2 , H_2O , CO_2). Si cette pression partielle est trop faible, l'oxydation est active et forme un oxyde gazeux. Le SiC n'est alors pas protégé et perd de la masse.

Sur le long terme, dans les conditions nominales de fonctionnement du réacteur, la température de transition doit être suffisamment haute pour qu'une couche protectrice de silice puisse se former. Il est à noter que l'hélium présente toujours des impuretés oxydantes (environ 20 ppm d'oxygène et 5 ppm d'eau) et qu'il n'existe que très peu de résultats concernant le comportement du SiC dans les conditions de fonctionnement du RNR-G.

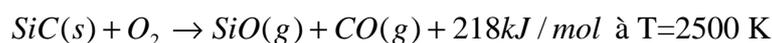
Avec une concentration de 10 ppm d'oxygène dans l'hélium, pratiquement tout le SiC est préservé pour une gamme de température allant de 1300 à 2300 K. A 70 bar et 1500 K (fonctionnement nominal du réacteur), le SiC commence à former de la silice en présence de 10 ppm d'oxygène, mais pas suffisamment pour protéger efficacement le SiC. A 1900 K, il faut 1000 ppm d'oxygène pour préserver la couche de silice et plus de 10^5 ppm à une température de 2300 K.

Des valeurs de chaleur de réaction ont été obtenues par le code GEMINI2 :

- à $T=1000$ K, $SiC(s) + \frac{3}{2} O_2 \rightarrow SiO_2(s) + 0,2C + 0,6CO(g) + 0,2CO_2(g) + 985kJ / mol$
- à $T=1500$ K, $SiC(s) + \frac{3}{2} O_2 \rightarrow SiO_2(s) + CO(g) + 944kJ / mol$
- à $T=1900$ K, $SiC(s) + \frac{3}{2} O_2 \rightarrow SiO_2(s) + CO(g) + 941kJ / mol$

On peut considérer, en première approximation que la chaleur de réaction pour l'oxydation passive est égale à 950 kJ /mol quelle que soit la température.

Ces valeurs de chaleur de réaction sont relativement hautes et sont susceptibles de conduire à un échauffement de la gaine conduisant à un passage d'une oxydation passive à une oxydation active. En ce qui concerne l'oxydation active, on a :



3.2.4 Cinétique chimique de l'oxydation passive

L'équation bilan de l'oxydation passive du SiC indique qu'on a un gain de masse en solide dans le sens des réactifs vers les produits. Notons Δm_s le gain de masse surfacique (en kg/m^2). On sait que la cinétique est parabolique et s'écrit donc :

$$\Delta m_s = \sqrt{k_p t}$$

Les résultats expérimentaux issus de la littérature permettent de déduire des valeurs numériques pour cette constante k_p . Une corrélation issue des résultats de Jacobson [22] (sous 1 bar d'oxygène) et rapportée dans [18] donne une loi approximative :

$$k_p = 1,2347 \exp(-16344/T) \text{ (en } \text{kg}^2 \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{s}^{-1}\text{)}$$

A 1300°C, ceci donne $k_p = 3,7 \cdot 10^{-5} \text{ kg}^2 \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{s}^{-1}$ tandis que les résultats bruts [22] tendent à indiquer une valeur de l'ordre de $6 \cdot 10^{-6} \text{ kg}^2 \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{s}^{-1}$. T. Goto et H. Homma [19] ont également étudié la cinétique passive du SiC sous 1 bar d'oxygène. L'ordre de grandeur de k_p est plutôt de $10^{-11} \text{ kg}^2 \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{s}^{-1}$.

Quelle que soit la valeur du k_p , on constate que pour des températures inférieures à 2160°C (la température de transition sous 1 bar d'oxygène), la cinétique est lente (>10h). Sans escalade vers l'oxydation active, l'oxydation passive par l'air n'entraîne pas de risque significatif de dégradation du combustible.

Des premiers calculs de transitoires accidentels (brèches au niveau du circuit primaire et de l'enclaustrée rapprochée) montrent que l'oxydation active est secondaire par rapport à l'oxydation passive. En effet, lors de la première phase de l'accident, la température du gainage est certes supérieure à la température de transition, mais la pression partielle en oxygène est très faible, l'air ne peut donc pas oxyder significativement le combustible [10].

La cinétique de la réaction d'oxydation passive est parabolique. En effet, à cause de la formation de silice, l'oxygène doit diffuser à travers cette couche d'oxyde pour réagir avec le SiC tandis que le monoxyde de carbone, produit de la réaction, doit diffuser pour ressortir du matériau. La cinétique ralentit donc à mesure que la couche d'oxyde croît. La cinétique est fonction de la pression partielle en oxygène et la diffusion de l'espèce oxydante est donc le facteur limitant.

Pour une température inférieure à 1400°C, la constante k_p présente des valeurs pratiquement indépendantes de P_{O_2} . Au-delà de 1600°C, la diffusion est ralentie par la cristallisation de la silice. L'énergie d'activation est quant à elle comprise entre 120 et 420 kJ/mol.

On s'intéresse ici à des situations accidentelles pour lesquelles la température peut atteindre 2300 K. Dans le cadre du travail de conception du cœur du RNR-G, il serait également nécessaire de s'intéresser à l'oxydation active par l'air, et de toute autre réaction d'oxydation en général, susceptibles de se produire en fonctionnement normal en raison des impuretés irrémédiablement présentes dans le caloporteur (O_2 , H_2O , CO_2 ...).

Des études expérimentales sont en cours afin de connaître l'influence des facteurs régissant l'oxydation du SiC : pression, température, mode d'élaboration. Il s'agit ainsi d'étudier l'influence des caractéristiques microstructurales du composite sur la cinétique d'oxydation. Les résultats relatifs à la tenue à l'oxydation du SiC monolithique sont applicables à la matrice. Il est cependant nécessaire d'étudier plus précisément le rôle de l'interphase, des microporosités ou des microfissures.

3.2.5 Cinétique chimique de l'oxydation active

L'équation bilan de l'oxydation active du SiC indique une perte de masse en solide que l'on note Δm_s (en kg/m^2). On sait que la cinétique est linéaire et peut s'écrire : $\Delta m_s = k_1 t$.

La constante k_1 augmente légèrement avec la pression partielle en oxygène et possède une énergie d'activation voisine de 100 kJ/mol. Elle dépend également de la vitesse du gaz au contact de la paroi.

Des essais expérimentaux ont été menés avec des pressions partielles en oxygène de 0,2 Pa et 2 Pa [33].

Dans le cas de $P_{O_2} = 0,2$ Pa, il apparaît, au-delà de la température de transition active/passive (de 1600K) trois domaines d'oxydation active avec une pente multipliée par un facteur 4 d'un domaine au suivant. En deçà de 1900K, l'oxydation suit l'équation précisée plus haut. Au-delà, on assiste d'abord à une sublimation du SiC puis à un dégagement de $Si_{(g)}$, et à une température encore supérieure, un dégagement de $SiC_{2(g)}$.

Des résultats similaires sont obtenus avec une pression partielle de 2 Pa. De manière générale, il y a peu de différence entre les deux cas étudiés. Pour une température inférieure à 1900 K, la pression partielle en oxygène a peu d'influence sur la cinétique d'oxydation active. Au-delà, la cinétique est plus rapide en raison de phénomènes supplémentaires (sublimation du SiC, dégagement de $Si_{(g)}$ puis de $SiC_{2(g)}$).

3.3. Modélisation analytique de l'oxydation du SiC

Il s'agit d'élaborer un modèle pour suivre la cinétique d'oxydation passive (uniquement pour le moment) du SiC et la dégradation du gainage qui en résulte. Les données d'entrée sont issues des calculs CATHARE2 et sont principalement la pression partielle en oxygène et la température du gainage. On souhaiterait connaître :

- la quantité de SiC ayant réagi, donc l'épaisseur oxydée ;
- la température réelle du gainage corrigée par la modélisation de l'oxydation ;
- la possibilité ou non d'évoluer vers un mode d'oxydation active.

Les hypothèses retenues dans ce modèle sont présentées ci-dessous. On considère une céramique SiC monolithique, c'est-à-dire qu'on ne tient pas compte du caractère composite. Le modèle s'appuie sur le concept de cœur à aiguilles. On néglige l'influence de la pression totale, seul intervient la pression partielle en oxygène.

3.3.1 Oxydation passive

Il est présenté par la suite un modèle analytique simple de la cinétique d'oxydation passive du SiC et de l'échauffement qui en résulte. Ce modèle s'appuie sur les données issues de calculs CATHARE2 de transitoires accidentels. Ces données (pression partielle en oxygène, température de la gaine) constituent une situation de référence.

La réaction est exothermique et l'on retient pour son enthalpie libre, en première approximation, une valeur de 950 kJ/mol.

Le gain en masse correspond à :

$$\Delta m_s = m_{SiO_2} - m_{SiC} = n(M_{SiO_2} - M_{SiC})$$

où n est la quantité de matière en SiC ayant réagi par unité de surface à un instant donné.

En dérivant l'équation par rapport au temps, on obtient :

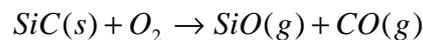
$$\frac{dn_s}{dt} = \frac{1}{M_{SiO_2} - M_{SiC}} \cdot \frac{dm_s}{dt} \quad \text{où} \quad \frac{dm_s}{dt} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{k_p}{t}}$$

dn_s/dt est la quantité de matière réagissant par unité de temps et par unité de surface. Cette donnée, multipliée par l'enthalpie de réaction, permet de connaître l'apport d'énergie par la réaction exothermique. Il pourrait être également intéressant d'utiliser une loi linéaire et non plus parabolique pour modéliser la croissance de la couche de silice pour des durées longues (de plusieurs dizaines d'heures). Ceci entraîne : $\frac{dm_s}{dt} = k_1$

Ce coefficient k_1 (valables pour $t > 20h$) peut par exemple être obtenu avec les résultats de Jacobson [22] : $k_1 = 5.10^{-9} \text{ kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$. Ce changement de modélisation ne change pas de beaucoup la valeur de l'épaisseur de silice mais rend mieux compte en apparence des résultats expérimentaux.

3.3.2 Oxydation active

Peu de résultats existent sur la cinétique de l'oxydation active. Encore davantage que pour l'oxydation passive, il faut se contenter d'ordres de grandeur. Rappelons l'équation-bilan :



Des études montrent une dépendance linéaire de la variation de masse avec la température [16]. Pour une pression partielle en oxygène de 100 Pa, on a ainsi :

$$dm_s/dt \text{ (kg/m}^2/\text{s)} = - (8,33.10^{-6} T \text{ (}^\circ\text{K)} - 0,0146)$$

Pour une pression partielle en oxygène plus faible, de l'ordre du Pa ou de la dizaine de Pa, la cinétique est plus lente [16] :

$$dm_s/dt \text{ (kg/m}^2/\text{s)} = - (1,67.10^{-6} T \text{ (}^\circ\text{K)} - 0,0028)$$

3.3.3 Modèle thermique complet

On cherche à simuler dans un même modèle la thermique et la cinétique chimique de l'oxydation du gainage. Les données d'entrée sont :

- la puissance thermique du cœur ;
- la température initiale de la gaine ;
- la température du gaz caloporteur au contact de la gaine ;
- le nombre de Reynolds et la conductivité thermique de l'hélium (pour le calcul du coefficient d'échange convectif) ;
- la pression partielle en O_2 calculée à partir de la fraction massique en oxygène.

On étudie l'aiguille sur une zone d'une hauteur de $Z = 10 \text{ cm}$, en partie supérieure du cœur. On considère une température homogène sur toute l'épaisseur et égale à T_{gaine} . La masse volumique et la capacité calorifique du SiC/SiCf sont (d'après le jeu de données CATHARE2) : $\rho = 2600 \text{ kg.m}^{-3}$ et $C_p = 608,2 + 0,5918 T \text{ (en }^\circ\text{C)}$.

Le flux thermique par unité de longueur entre le combustible et la gaine (Φ_{comb}) se déduit des résultats de CATHARE2. Sachant que la hauteur fissile est de 1,65 m, le flux thermique provenant du combustible (en W) dans la zone étudiée (au centre du cœur, la puissance locale est égale à la puissance globale du cœur multipliée par 1,2 environ) peut s'estimer à partir de la puissance thermique (résiduelle) du cœur :

$$\Phi_{\text{comb}} = P_{\text{lin}} Z = \frac{1,2 \times P_{\text{cœur}} Z}{N_{\text{aiguilles}} Z_{\text{fissile}}} = \frac{1,2 \times P_{\text{cœur}} (W) \times 0,1(m)}{131502 \times 1,65(m)}$$

Le flux thermique entre la gaine et le gaz caloporteur Φ_{calo} (en W) s'écrit :

$$\Phi_{calo} = 2\pi r_{ext} Z h(T_{gaine} - T_{calo})$$

Il est nécessaire de connaître la valeur du coefficient d'échange h à la paroi. Ce coefficient dépend de l'écoulement et se déduit du nombre adimensionné de Nusselt qui caractérise le transfert à la paroi. Prenons comme longueur caractéristique D l'espace entre deux plaques (4 mm). La conductivité thermique de l'hélium est un résultat des calculs CATHARE2. Dans le cas d'un écoulement monophasique unidimensionnel turbulent, la formule répandue de Colburn fournit une valeur fiable du Nusselt en convection forcée (le nombre de Prandtl vaut 0,71 pour l'hélium) :

$$Nu = \frac{hD}{\lambda} = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4}$$

La gaine est considéré comme un solide thermiquement mince, c'est-à-dire que la température s'y homogénéise rapidement et que le phénomène limitant à étudier est bien la convection à l'interface avec l'hélium. Ceci se vérifie par le nombre de Biot:

$$Bi = \frac{hL}{\lambda_{SiC}} \approx 0,016 \ll 1$$

Le premier principe de la thermodynamique appliqué à la gaine permet d'écrire :

$$\frac{dH}{dt} = q + \Phi_{comb} - \Phi_{calo}$$

En détaillant :

$$\rho\pi(r_{ext}^2 - r_{int}^2)Zc_p \frac{dT}{dt} = q + \Phi_{comb} - 2\pi r_{ext} Z h(T_{gaine} - T_{calo})$$

Soit, pendant une durée Δt , la variation de température ΔT de la gaine se déduit de :

$$\rho\pi(r_{ext}^2 - r_{int}^2)Zc_p \Delta T = q + \Phi_{comb} \Delta t - 2\pi r_{ext} Z h(T_{gaine} - T_{calo}) \Delta t$$

L'apport de chaleur de l'oxydation passive (en J) pendant une durée Δt s'écrit :

$$q = \Delta n \Delta_r H^\circ = \frac{1}{M_{SiO_2} - M_{SiC}} \cdot \frac{dm}{dt} \cdot \Delta t \cdot \Delta_r H^\circ$$

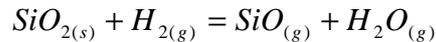
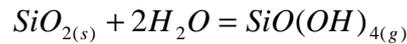
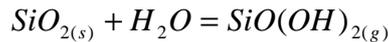
La cinétique de l'oxydation passive suit une loi parabolique. Le gain en masse par unité de temps (kg/s) de la portion d'aiguille s'écrit donc :

$$\frac{dm}{dt} = \pi r_{ext} Z \sqrt{\frac{k_p}{t}}$$

3.3.4 Evolution de la couche de silice

La croissance d'une couche d'oxyde a une incidence sur la cinétique de l'oxydation passive dans la mesure où elle entrave la diffusion de l'oxygène et des réactifs gazeux. C'est ce que décrit la loi parabolique pour la cinétique. Cependant, elle n'a pas nécessairement une incidence sur l'oxydation active. Des résultats expérimentaux ont en effet montré que la présence d'une mince couche d'oxyde n'a pas d'effet sur la cinétique de l'oxydation active. Il semble que la silice subisse à ces températures une volatilisation.

Outre sa dégradation due à ses propriétés physiques (la température de fusion de la silice est d'environ 1650°C), la couche de silice peut être réduite par de l'eau ou par de l'hydrogène selon les réactions suivantes :



Cependant, ni l'eau ni l'hydrogène ne sont vraisemblablement présents dans le transitoire accidentel étudié. De plus, même le monoxyde de carbone, produit par l'oxydation passive, ne peut pas réduire la silice en $\text{SiO}_{(g)}$ car la réaction est thermodynamiquement non favorable comme l'indique un diagramme d'Ellingham dans l'ouvrage [29]. Les domaines d'existence de SiO_2 et CO sont en effet réunis. On peut faire l'hypothèse que la couche de silice a bien une incidence sur la cinétique d'oxydation passive (via la loi parabolique) mais pas sur l'oxydation active.

3.4. Résultats des calculs de thermohydraulique et de cinétique chimique

Des calculs de transitoires accidentels sont nécessaires pour donner des conditions initiales à l'étude de l'oxydation du SiC et pour estimer son niveau de dégradation selon la situation considérée (taille des brèches sur le circuit primaire et sur l'enceinte rapprochée).

3.4.1 Calcul de la pression partielle en oxygène

La pression partielle en oxygène est une donnée d'entrée fondamentale car elle détermine la cinétique d'oxydation et donc l'inventaire de SiC oxydé. Pour l'obtenir, on considère dans un premier temps la présence d'un mélange de gaz parfaits. La loi de Dalton précise : $P_i = x_i P_{\text{tot}}$, où x_i est la fraction molaire de l'espèce i . CATHARE2 ne donne que la fraction massique. La relation avec la fraction massique s'écrit :

$$x_i = X_i \frac{M_{\text{tot}}}{M_i} \text{ où } X_i \text{ est la fraction massique de } i.$$

La masse molaire du mélange (M_{tot} en kg/mol) n'est *a priori* pas connue. La loi d'état des gaz parfaits pour ce mélange permet de connaître M_{tot} en fonction de variables disponibles à l'issue d'un calcul CATHARE2 (masse volumique, température, pression) :

$$M_{\text{tot}} = \frac{\rho RT}{P_{\text{tot}}}$$

D'où la pression partielle du constituant i (la pression totale s'élimine) :

$$P_i = \frac{\rho RT}{M_i} \cdot X_i$$

Revenons sur cette hypothèse de gaz parfaits. L'écart d'un gaz réel vis-à-vis d'un gaz parfait dans la loi d'état s'évalue à l'aide du facteur de compressibilité : $Z = \frac{PV_m}{RT}$

L'écart de ce facteur avec 1 permet d'estimer la validité de la loi d'état des gaz parfaits pour ce gaz. A température ambiante et à 11 bar, on a $Z=1,0056$, et à 56 bar, on a $Z=1,03$. Ces résultats permettent de valider l'utilisation des équations d'état utilisées.

3.4.2 L'échauffement résultant de l'oxydation passive

La réaction d'oxydation passive est exothermique et elle est donc susceptible d'échauffer le SiC, de dégrader la gaine et éventuellement de franchir la transition vers un mode d'oxydation active.

Les résultats des calculs appliqués à plusieurs scénarios d'accidents présentés par la suite indiquent que l'échauffement est très limité et peut-être négligé. La cinétique parabolique induit un rapide ralentissement de la réaction. Pendant les cinq premières minutes de l'oxydation, l'énergie thermique ainsi créée est du même ordre de grandeur que l'énergie provenant du combustible et de celle évacuée par le caloporteur, puis devient négligeable. Ce n'est pas suffisant pour échauffer significativement la gaine. La comparaison pour le cas du scénario 4 (détaillé dans la suite) est donnée à titre d'exemple en Figure 25. La courbe en orange est la température de la gaine calculée par le modèle dont le bilan thermique intègre l'échauffement résultant de l'oxydation passive.

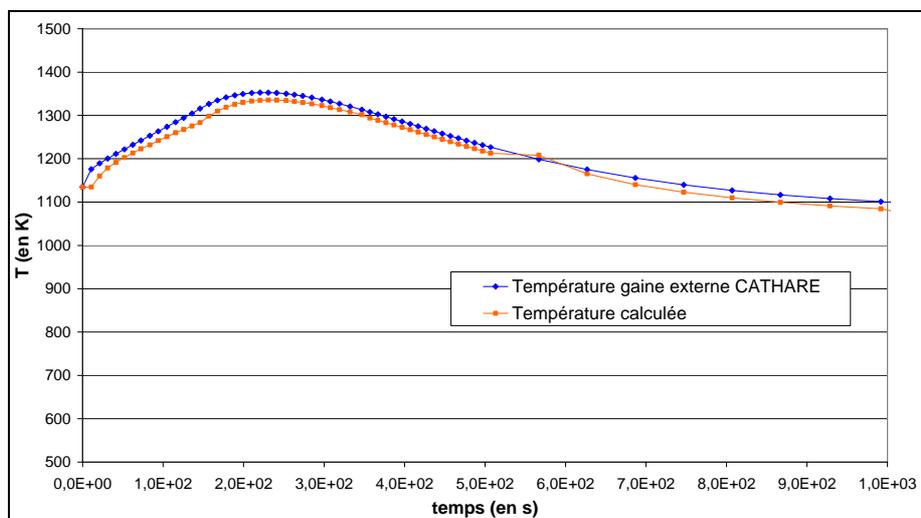


Figure 25 : comparaison entre la température calculée par CATHARE2 et celle calculée par le modèle simple intégrant l'oxydation pour le scénario de rupture du crossduct avec une brèche 10" sur l'enceinte rapprochée

On constate que le modèle analytique simple suit relativement bien l'évolution fournie par CATHARE2, bien que la température calculée demeure un peu inférieure à celle du code. Cela peut s'expliquer par la modélisation plus imprécise du transfert convectif avec le caloporteur.

Cet échauffement n'est donc pas davantage étudié par la suite. Les paragraphes suivants présentent les résultats en termes de régime d'oxydation et d'épaisseur de couche de silice pour divers scénarios.

3.4.3 Scénario 1 : brèche primaire 10" et brèche 10" enceinte rapprochée, modélisation BR par un volume de 30000 m³, injection d'azote

Notons pour commencer que l'injection d'azote est absolument nécessaire dans ce transitoire, sans quoi la température de la gaine dépasserait très largement les critères établis (de maintien du confinement et de la géométrie). Un calcul CATHARE2 en l'absence d'injection d'azote indique une température maximale hypothétique du gainage de 2400°C, c'est-à-dire bien au-delà du seuil de formation d'une phase liquide. Une première phase d'oxydation active à haute température et relativement sévère aurait lieu, la pression partielle en oxygène prenant

des valeurs de l'ordre de la dizaine de Pa. Les lois de cinétique de l'oxydation active indiquent une dégradation notable de la gaine. L'utilisation de la loi déduite des données expérimentales [16] montre que toute l'épaisseur de SiC serait consommée par l'oxydation active en moins de 30 minutes.

L'injection d'azote se produit donc dès que la pression primaire atteint 5 bar (suite à la détection de la perte de la pression de repli) et elle permet de refroidir efficacement le cœur. Une seule boucle DHR est en fonctionnement en raison d'éventuels problèmes de pompage, même si les conditions (débit cœur de 160 kg/s et pression d'équilibre de 4,1 bar) semblent autoriser un fonctionnement stable des 3 DHR (d'après [15]).

Concernant l'oxydation, ce scénario semble peu contraignant dans la mesure où l'entrée d'air se produit au bout d'un délai relativement long au cours duquel le cœur a pu se refroidir (Figure 26). La pression partielle en oxygène prend des valeurs d'intérêt pour l'oxydation vers $t = 70\,000$ s lors de l'ouverture des robinets des piscines DHR qui, en diminuant la température moyenne dans le circuit d'eau du DHR, favorise le refroidissement du cœur et l'évacuation de sa puissance résiduelle. La contraction du fluide caloporteur fait augmenter sa densité donc les débits massiques traversant les boucles DHR et le cœur.

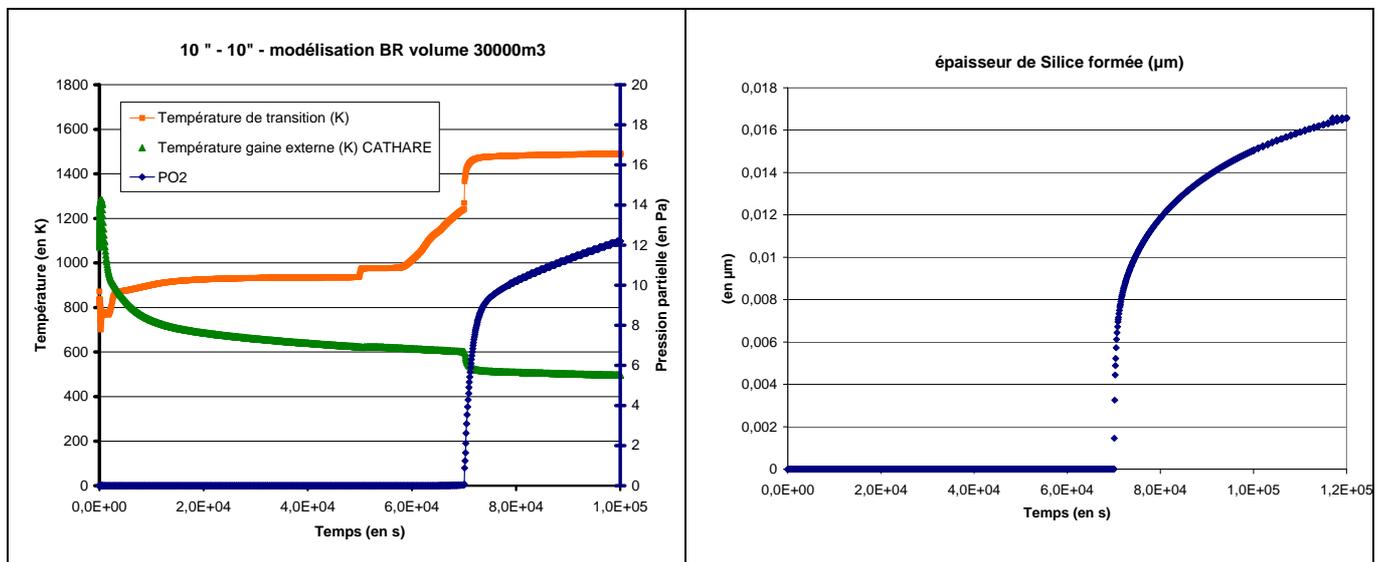


Figure 26 : Evolution de la température de gaine par rapport à la température de transition (à gauche) et épaisseur de la couche de silice (à droite) – scénario 1, BR 30000 m³

Lors de l'augmentation de la pression partielle en oxygène, la température du gainage est au plus égale à 330°C, une valeur beaucoup trop faible pour induire une cinétique conséquente et susceptible de conduire à un échauffement dangereux. Par ailleurs, la marge vis-à-vis d'une transition vers un mode d'oxydation active est assez importante (environ 600°C de différence). La couche de silice théoriquement formée d'après les résultats de cinétique est très mince, très inférieure au micromètre (Figure 26).

3.4.4 Scénario 2 : brèche primaire 10" et brèche 10" enceinte rapprochée, modélisation BR par un volume de 60000 m³, injection d'azote

De même que dans le cas précédent, l'enceinte du bâtiment réacteur (BR) est modélisée par un volume mais ici de 60 000 m³. Une injection d'azote par trois accumulateurs de 540 m³ se produit dès une pression primaire de 5 bar.

La différence repose essentiellement sur la valeur de la pression d'équilibre qui vaut ici 2,9 bar au lieu de 4,1 bar. Là encore, une seule boucle DHR est en fonctionnement bien que l'on semble être dans une zone de fonctionnement stable pour plusieurs DHR (pression de 2,9 bar, débit cœur de 110 kg/s).

La Figure 27 montre les différences en termes de température et de débit cœur entre les deux modélisations. La température du gainage est légèrement plus grande avec le volume de 60000 m³ favorisant une cinétique d'oxydation légèrement plus grande (Figure 28).

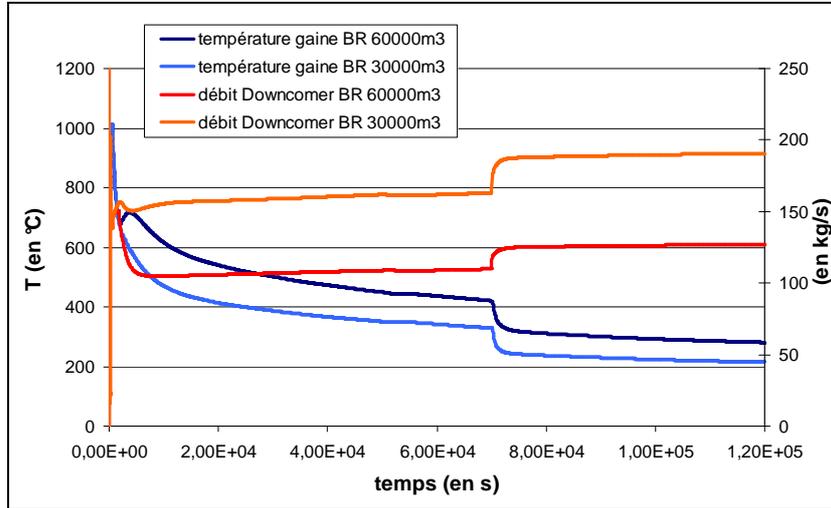


Figure 27 : Evolution de la température de gainage et du débit Downcomer lors des transitoires brèches 10''-10'' pour deux volumes BR différents (30000 et 60000 m³)

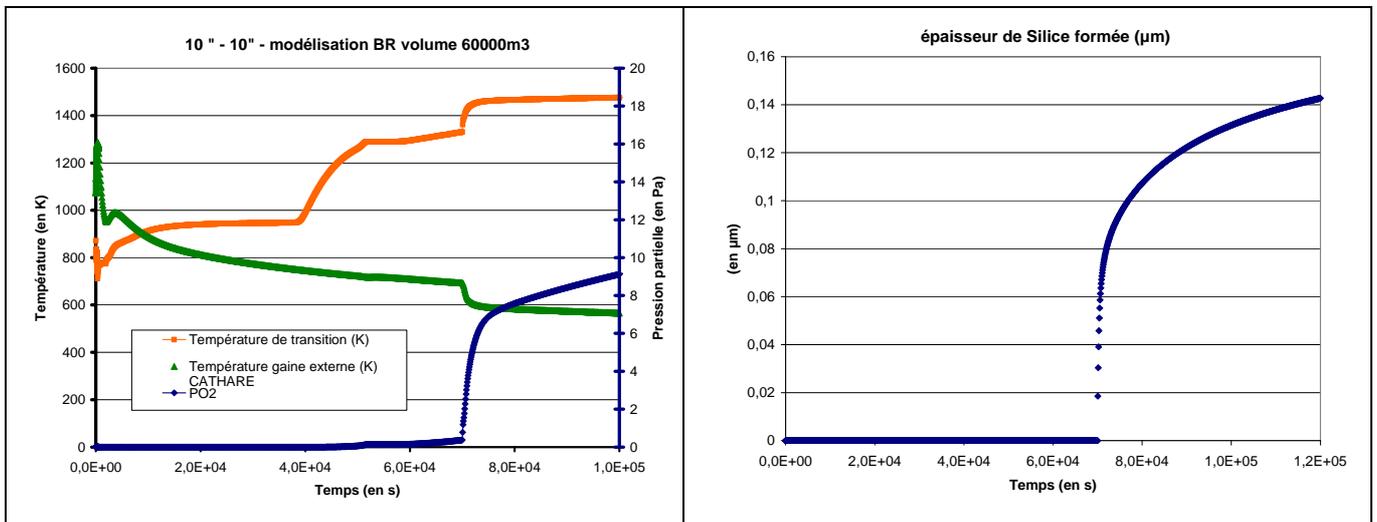
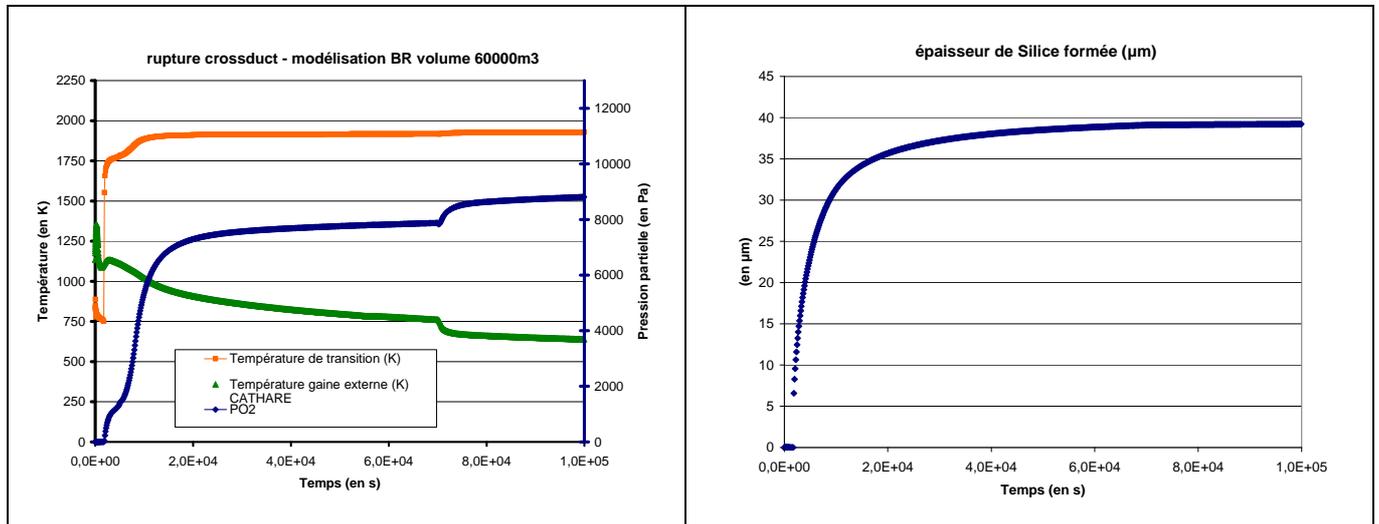


Figure 28 : Evolution de la température de gainage par rapport à la température de transition (à gauche) et épaisseur de la couche de silice (à droite) – scénario 2, BR 60000 m³

3.4.5 Scénario 3 : rupture crossduct, brèche 10'' enceinte rapprochée, modélisation BR par un volume de 60000 m³ et injection d'azote

Le jeu de données CATHARE2 utilisé pour ce calcul a été créé par le Service de Simulation en Thermohydraulique (SSTH) pour simuler une rupture complète du crossduct (branche chaude et branche froide). Cet accident est particulièrement sollicitant pour le cœur et nécessite une injection d'azote. L'intérêt d'étudier ce transitoire vis-à-vis de l'oxydation est qu'il génère une entrée d'air plus importante et plus rapide, donc une pression partielle en oxygène et une température du gainage élevées au même moment.

Les résultats indiquent bien une oxydation plus conséquente que dans les scénarios étudiés précédemment. La pression d'équilibre, de 2,8 bar, est proche de celle du scénario 2. L'entrée d'air débute réellement vers $t = 1850$ s, lorsque la température maximale du gainage vaut 850°C . Lorsque celle-ci passe par son maximum de 1080°C à $t = 220$ s, la quantité d'air traversant le cœur est négligeable. Seule l'oxydation passive est observée, et ce jusqu'à la fin du transitoire. La loi de cinétique chimique de Jacobson [22] indique la formation d'une couche d'environ $40\ \mu\text{m}$ de silice au point le plus chaud du cœur (Figure 29).



3.5. Conclusion

L'étude de l'oxydation du SiC dans les transitoires protégés d'entrée d'air montre que le combustible se comporte relativement bien dans la mesure où l'entrée d'oxygène dans le cœur se fait pour un régime d'oxydation passive se traduisant par la formation d'une couche de silice protectrice. Les scénarios postulant une brèche primaire $10''$ et une brèche $10''$ sur l'enceinte rapprochée se révèlent peu sollicitant puisque l'entrée d'air débute réellement une fois que le cœur est assez froid, laissant une marge conséquente vis-à-vis d'une transition vers une oxydation active. Il en est également de même lors du transitoire de rupture du crossduct combiné à une brèche sur l'enceinte rapprochée. Bien que cet accident soit plus sévère, les résultats du calcul présenté indiquent bien l'absence de régime d'oxydation active.

Ces résultats nécessiteraient néanmoins d'être consolidés par de meilleurs modèles s'appuyant notamment sur une connaissance de la phénoménologie et une modélisation de l'oxydation du SiC/SiCf (à ces niveaux de température et de pression en oxygène) plus abouties acquises à l'issue d'un programme de R&D adéquat.

4. Interactions thermochimiques (U,Pu)C – W – SiC

4.1. Résultats préliminaires

4.1.1 Généralités

On rappelle brièvement (voir paragraphe 1.2.3) que l'assemblage combustible est constitué d'une phase fissile en (U,Pu)C maintenue dans un gainage en SiC/SiCf. Entre le combustible et son gainage, une mince couche de métal, appelée liner, assure l'étanchéité (notamment vis-à-vis des produits de fission gazeux). A ce stade de la conception du cœur du RNR-G, ce liner est en alliage de Tungstène/Rhénium (W – 5%_mRe) et d'une épaisseur de 50 μm.

Par des mécanismes de diffusion, ce liner entre en interaction chimique avec le (U,Pu)C et le SiC. Les phénomènes susceptibles de se produire (formation d'une phase liquide, formation d'un composé défini...) sont fonctions de la température et des fractions molaires des constituants.

Dans les études menées jusqu'à présent sur le combustible du RNR-G, on distingue l'interaction (U,Pu)C / liner et l'interaction liner / SiC.

L'interaction (U,Pu)C / liner a fait l'objet de plusieurs essais et de calculs analytiques. Des essais ont montré l'apparition d'une phase liquide pour $T > 2000^{\circ}\text{C}$ alors que des calculs la prévoient plutôt dès que $T > 1880^{\circ}\text{C}$. Lorsque la température augmente encore, la fraction de liquide augmente fortement. Autour de 2300°C , tout le système est liquéfié et environ 50% du liquide est de la matière fissile. Un modèle analytique appelé modèle d'Eremeev permet de prévoir la cinétique de l'interaction UC / W pour des températures allant de 1200°C jusqu'à la température de liquéfaction. Une partie de mon travail a consisté à appliquer ce modèle aux accidents graves étudiés. Il s'agit d'évaluer les aspects spatiaux et temporels de la dégradation.

L'interaction liner / SiC nécessite encore davantage de modèles analytiques de cinétique et d'études expérimentales de dégradation pour en faire une étude complète. Des calculs montrent que l'on forme une phase liquide pour $T > 1850^{\circ}\text{C}$ et que cette phase liquide augmente relativement peu avec la température par rapport à l'interaction (U,Pu)C / liner.

Enfin, l'interaction directe entre le (U,Pu)C et le SiC a également été étudiée. Cette étude a montré la nécessité du liner métallique (en plus de la question de l'étanchéité) car les calculs de thermodynamique indiquent la formation d'une phase liquide dès 1600°C [16].

4.1.2 Interaction (U,Pu)C / liner (d'après [27])

Plusieurs essais avec divers types de liner (Nb-1%_mZr ; Nb-1%_mZr-0,1%C ; Ta ; W – 5%_mRe) et combustibles (UC ; (U,Pu)C) ont été réalisés. Les résultats obtenus confirment le fait que le tungstène réagit moins que les autres éléments dans les conditions testées.

Le modèle d'Eremeev [26] se base sur les diagrammes de phase et les coefficients de diffusion des constituants et donne l'épaisseur des couches de carbures formés en fonction du temps et de la température. Bien que prévu pour la diffusion du carbure d'uranium dans le tungstène et le molybdène, ce modèle s'applique *a priori* à différents métaux. La comparaison des calculs avec tous les résultats expérimentaux (pour plusieurs métaux) permettra de le valider.

Considérons une interface entre du carbure d'uranium (UC_{1+x} de façon générale) et un métal M (W ou Mo). Il s'y forme une couche de M_2C . Son épaisseur suit une loi parabolique en fonction du temps. Les paramètres de ce modèle sont la stœchiométrie initiale du combustible (le x) et le coefficient de diffusion du carbone dans le M_2C . C'est un modèle simple pour calculer l'ordre de grandeur de l'épaisseur des couches de carbures en fonction du temps et de la température.

Concernant l'influence de la stœchiométrie initiale du carbure d'uranium, on constate une augmentation de l'épaisseur de la couche interfaciale avec la température et la stœchiométrie. Pour chaque métal, la cinétique de croissance est augmentée lorsque le coefficient de diffusion de C dans M_2C augmente. La cinétique est la plus grande pour le molybdène et la plus basse pour le tantale.

Des calculs de sensibilité sur l'influence des coefficients de diffusion et de concentrations limites sur les résultats du modèle d'Eremeev ont été faits. De nouvelles données actualisées tendent à diminuer les valeurs des épaisseurs obtenues.

Les premiers résultats conduisent apparemment à préférer le tantale au tungstène car le premier présente une cinétique de croissance de couche interfaciale plus faible. En effet, le Ta_2C est très stable et le coefficient de diffusion du C dans Ta_2C est faible. Le niobium et le molybdène sont, quant à eux, plus défavorables que le tungstène.

L'application de ce modèle (avec un combustible UC sans plutonium) montre une résistance de l'élément combustible à une température de 1400°C pendant 10 jours avec une érosion du liner qui n'excéderait pas la moitié de son épaisseur.

4.2. Démarche pour appliquer le modèle d'Eremeev à des transitoires accidentels du RNR-G

Le modèle d'Eremeev fournit une loi de croissance d'une couche de carbure à l'interface entre le carbure d'uranium et le métal. Dans le cas du tungstène, la couche formée est du carbure de tungstène W_2C dont l'épaisseur e en fonction du temps suit une loi parabolique qui s'écrit :

$$e = 2a\sqrt{D_2t}$$

D_2 est le coefficient de diffusion du carbone dans le W_2C , et a un coefficient qui dépend de la concentration initiale en carbone dans UC, de données issues du diagramme de phase à la température étudiée, et des coefficients de diffusion du carbone dans UC et dans W_2C . Le coefficient de diffusion du carbone dans le W_2C (en cm^2/s) suit une loi d'Arrhenius :

$$D_2(T) = 18,3 \exp\left(-\frac{392840}{RT}\right)$$

Des calculs ont été réalisés pour évaluer l'influence de la stœchiométrie C/U, c'est-à-dire de la concentration initiale en carbone dans le carbure d'uranium. La croissance de la couche de carbure s'accélère lorsque le rapport C/U augmente. On considère une stœchiométrie intermédiaire C/U = 1,044 soit $C_{01} = 0,65 \text{ g/cm}^3$.

On se propose d'évaluer les paramètres intervenant dans ce modèle pour des températures allant de 1200°C à 1800°C, tous les 50°C. Le tableau en annexe A rassemble les valeurs des paramètres intervenant dans le calcul de l'épaisseur. Les données sont réactualisées par rapport à celles indiquées dans l'article d'Eremeev [26] car issues de calculs THERMO-

CALC effectués par le DPC à Saclay. La comparaison entre les deux lots de valeurs (actualisées ou non) est effectuée par la suite.

Pour tenir compte de la variation de température au cours d'un transitoire, la méthode utilisée consiste à calculer, à chaque instant i (fourni par les résultats CATHARE2), une variation d'épaisseur pendant un temps Δt au cours duquel la température est supposée ne pas varier :

$$\Delta e_i = 2a(T_i)\sqrt{D_2(T_i)t_i} - 2a(T_i)\sqrt{D_2(T_i)t_{i-1}}$$

Le cumul de ces Δe_i fournit ainsi une estimation de l'épaisseur de la couche de W_2C formée, selon la formule :

$$e(t_i) = e(t_{i-1}) + \Delta e_i$$

Au-delà de 1880°C, en raison de la formation d'une phase liquide à l'interface et de la non-validité du modèle d'Eremeev, les coefficients a et D_2 valent 0 et le calcul de l'épaisseur de la couche de W_2C n'a plus de sens.

Le modèle d'Eremeev s'applique à des transitoires long et pour lesquels la température à l'interface (U,Pu)C / liner est comprise entre 1200°C et 1880°C. Seuls des scénarios à dynamique moyenne ou lente (voir paragraphe 1.3.4) sont susceptibles d'être concernés, et c'est notamment le cas de l'accident de perte de réfrigérant primaire par petite brèche (< 3 pouces) sans chute des barres qui a été étudié dans la partie 2 de ce rapport.

4.3. Résultats

Le cœur du GFR2400 est modélisé dans CATHARE2 par 6 zones différentes. La zone COEUR0 est située au centre et regroupe les assemblages les plus chauds du cœur sur un rayon équivalent de 30 cm. La zone COEUR2 regroupe les assemblages les plus froids de la zone interne (rayon équivalent de 1,42 m). La zone COEUR5 regroupe les assemblages les plus froids du cœur (en périphérie). On se propose d'étudier l'interaction combustible-liner pour les assemblages des zones COEUR0, COEUR2 et COEUR5 qui affichent des profils de températures assez distincts. On s'intéresse ici à la température de la gaine à l'interface avec le combustible.

4.3.1 Scénario 1 : APRP (3") non protégé avec injection d'azote

Il s'agit du transitoire étudié dans la deuxième partie de ce rapport et pour lequel il est proposé la stratégie de mitigation détaillée dans le paragraphe 2.3.4.

Des températures élevées sont atteintes, en particulier au centre du cœur où la puissance est la plus grande (1600°C à $t = 3050$ s, 1850°C à $t = 5100$ s et 2000°C vers 34000 s). Il apparaît que seule la moitié supérieure ($z > H_{\text{fiss}}/2$) du cœur est concernée par le phénomène d'interdiffusion combustible-liner. L'application du modèle fournit une estimation de l'épaisseur de W_2C formé. Rappelons que le liner en tungstène ayant une épaisseur de 50 μm , la formation d'une couche de W_2C de cet ordre de grandeur signifie une dégradation avancée du liner.

Dans la zone COEUR0, on note en premier lieu la formation en 2 h d'une phase liquide ($T > 1880^\circ\text{C}$) aux hauteurs $9H_{\text{fiss}}/12$ à H_{fiss} , ce qui se traduit sur le graphique en Figure 30 par un plateau (l'épaisseur ne croît plus). Pour les hauteurs plus basses, il se forme une couche croissante de W_2C , de quelques μm (12 μm en 12 h à la hauteur $z=7/12H_{\text{fiss}}$ et jusqu'à 20 μm en 12 h à la hauteur $z=8/12H_{\text{fiss}}$).

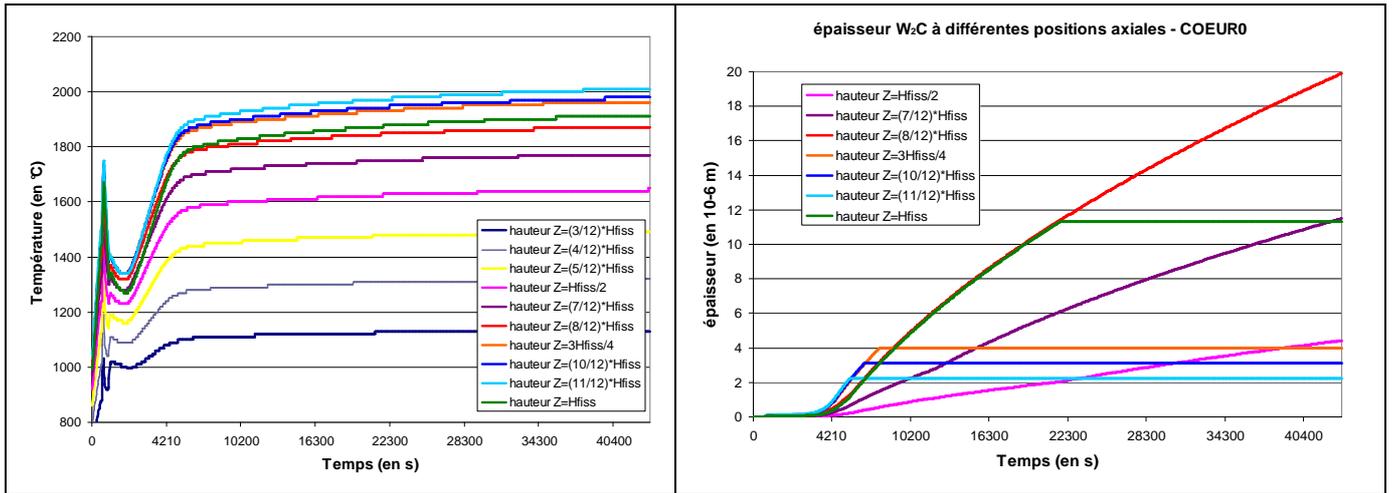


Figure 30 : profil de température d'un assemblage (à gauche) et épaisseur de la couche de W₂C formée à l'interface (à droite) dans la zone COEUR0

Dans la zone COEUR2 (Figure 31), le plateau des hauteurs $9/12H_{fiss}$, $10/12H_{fiss}$ et $11/12H_{fiss}$ correspondant à la phase liquide au-delà de 3 h. Aux autres points, la couche de W₂C a une épaisseur croissante jusqu'à 18 μm en 12 h pour $z=H_{fiss}$. Enfin, dans la zone COEUR5, la plus froide du cœur, le seuil de 1880°C de formation de la phase liquide n'est jamais atteint.

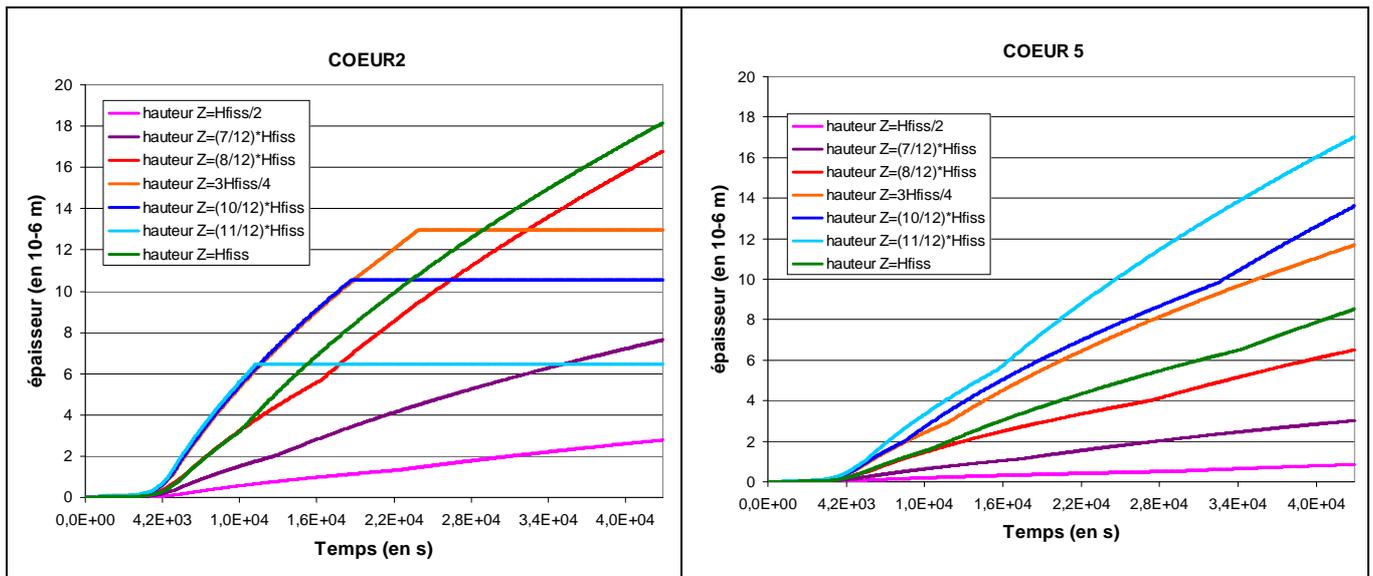


Figure 31 : épaisseur de la couche de W₂C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite)

4.3.2 Scénario 2 : Accident de perte de débit primaire non protégé et rempli des soufflantes primaires à 10% de leur vitesse nominale

Au début du transitoire, on réduit la vitesse de rotation des soufflantes primaires à 10%, soit 75 rad/s. Le débit dans le Downcomer s'établit à 83 kg/s. La température moyenne du cœur augmente et, par effet Doppler, la puissance du cœur diminue et s'établit à 500 MW_{th}.

Dans la zone COEUR0, notons l'atteinte d'une température aux hauteurs 9/12, 10/12, 11/12, et 12/12 dépassant le seuil calculé de formation d'une phase liquide (1880°C). Les épaisseurs de W₂C calculées ne sont dès lors plus vraiment valables dans la mesure où le modèle d'Eremeev ne s'y applique plus rigoureusement. Si en revanche on ne forme pas de phase liquide (ce que laissent penser les expériences d'interaction conduites jusqu'à présent), le

modèle d'Eremeev prévoit la formation d'une couche de W_2C de 26 μm en partie supérieure de l'assemblage (Figure 32).

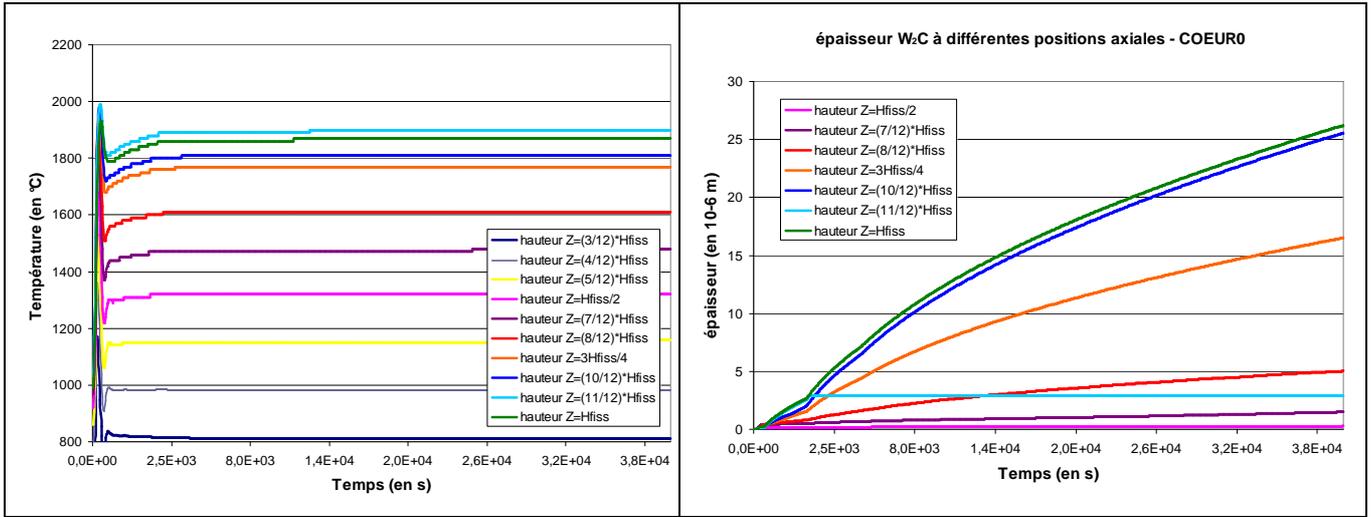


Figure 32 : profil de température d'un assemblage (à gauche) et épaisseur de la couche de W_2C formée à l'interface (à droite) dans la zone COEUR0

Dans la zone COEUR2, les valeurs de températures indiquent également la formation probable d'une phase liquide pendant un court instant (moins de 30 s), aux mêmes hauteurs que dans la zone COEUR0. Les valeurs des épaisseurs calculées sont du même ordre de grandeur (Figure 33). Enfin dans la zone COEUR5, la plus froide du cœur, les températures plus basses font qu'il n'y a pas de risque de formation de phase liquide ni de dégradation significative du liner dans la mesure où l'épaisseur de W_2C ne dépassent pas 4 μm en 11 h.

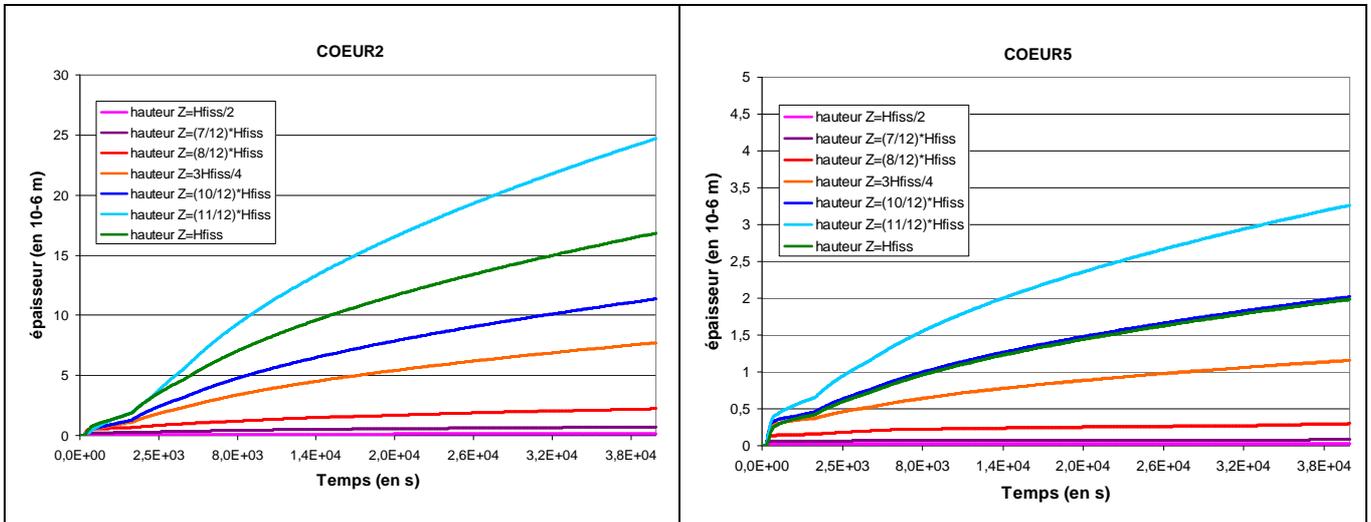


Figure 33 : épaisseur de la couche de W_2C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite) – données actualisées

L'utilisation des données non actualisées du modèle d'Eremeev (issues de la publication [26]) change notablement l'ordre de grandeur des résultats. Des épaisseurs 5 à 10 fois plus grandes sont obtenues comme l'indique les graphique de la Figure 34) dans les zones COEUR2 et COEUR5. Il convient cependant de noter que le modèle est moins précis dans la mesure où l'on ne dispose pas de valeurs de a et D_2 tous les 50°C comme c'était le cas avec les données actualisées. Néanmoins, les résultats indiquent une épaisseur de W_2C de 50 μm atteinte en 2 h

dans COEUR2 (il en est à peu près de même dans COEUR0) et en 7h dans la zone COEUR5 plus froide.

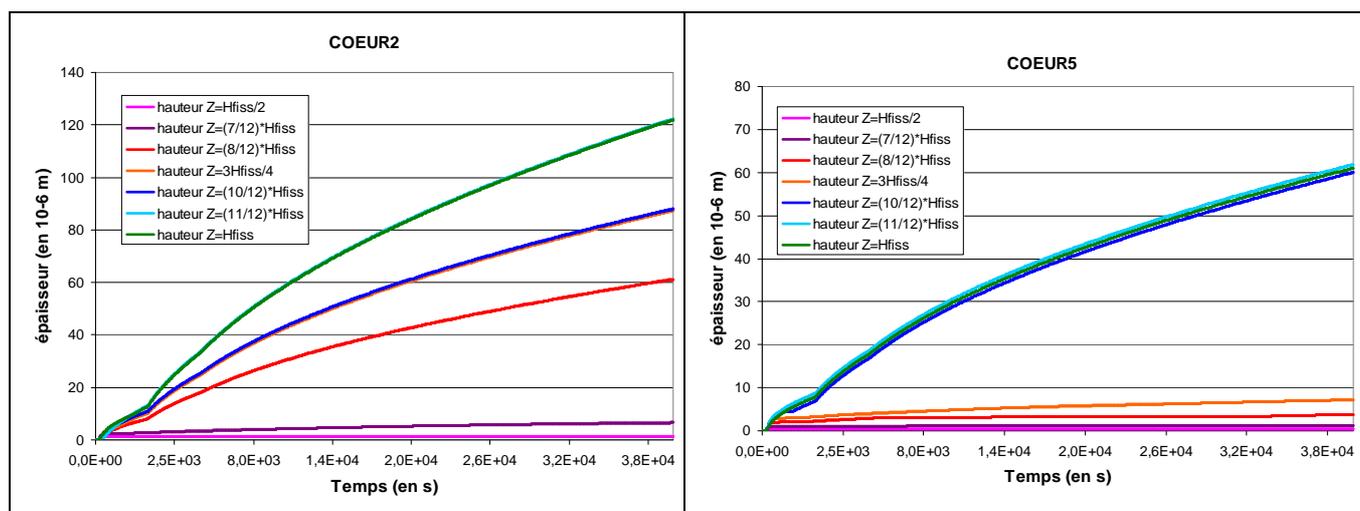


Figure 34 : épaisseur de la couche de W_2C formée à l'interface en zone COEUR2 (à gauche) et en zone COEUR5 (à droite) – données non actualisées (issues de [26])

4.4. Conclusion

L'application du modèle d'interdiffusion d'Eremeev à l'interface entre le combustible et le liner métallique en tungstène permet d'estimer la cinétique de dégradation du liner et donc les risques de non-confinement des éléments radioactifs du cœur (essentiellement produits de fission gazeux) et de perte possible de la géométrie lorsqu'une phase liquide apparaît. Il convient d'abord de rappeler les principales limites du modèle : il s'applique pour une phase fissile de type UC et non (U,Pu)C et ne s'applique plus dès lors qu'on forme une phase liquide (les coefficients de diffusion sont plus grands en phase liquide qu'en phase solide, des transports convectifs peuvent intervenir...). L'influence remarquable du choix des valeurs du modèle (actualisées ou non) a été discutée dans l'exemple du scénario 2 (perte de débit primaire non protégé) et conduit à des différences de plusieurs ordres de grandeur. On détruit ainsi le liner en 2 h alors que l'on constate une dégradation bien plus lente si l'on prend les données actualisées (on ne dépasse pas une épaisseur de W_2C de 30 μm sur la durée de l'étude qui est de 11 h).

L'application au cas du transitoire étudié dans la deuxième partie de ce rapport (APRP-PB non protégé) indique une cinétique de formation de 1 à 2 μm par heure pour les endroits où l'on n'a pas formé de phase liquide. On ne dépasse pas 30 μm pendant les 11 h du transitoire. Ces calculs montrent que, si l'on ne forme pas de phase liquide, plusieurs heures peuvent se passer avant la chute des barres avant qu'on atteigne un réel risque de perte d'étanchéité de l'élément combustible par destruction du liner en tungstène. En revanche, la formation d'une phase liquide pose d'abord un risque de perte de confinement et la relocalisation de la matière fondue (avec la possible apparition d'une phase liquide riche en matière fissile) poserait un problème de réactivité susceptible de conduire à une extension de la dégradation du cœur.

5. Fusion du cœur et ébullition du corium

L'objet de cette partie est de réaliser des calculs exploratoires de la dégradation du cœur en situation non protégée et pour des températures dépassant les critères de tenue des matériaux. Une fusion, voire une ébullition, des matériaux du cœur est alors à prévoir. Cette étude fait intervenir plusieurs disciplines : thermique (puissance thermique propagée, températures atteintes), neutronique (modèle de cinétique ponctuelle pour l'évaluation de la puissance thermique générée), et thermodynamique (mode de dégradation et de relocalisation des matériaux, production de gaz). L'objectif de l'étude est notamment de déterminer s'il y a risque ou non d'ébullition violente susceptible de pressuriser la cuve.

5.1. Principe et résultats préliminaires

L'idée directrice de l'étude consiste à déterminer la puissance et la température du cœur en fonction du temps pour un ou plusieurs assemblages fondus, afin de déterminer la production de gaz qui en résulte. Il est pour cela nécessaire de s'intéresser aux aspects neutroniques (quelle variation de réactivité ? comment évolue la puissance du cœur ?), thermiques (comment évolue la température ?) et thermodynamiques (quelle quantité de gaz peut-on vaporiser ?) du problème. Les résultats énoncés dans cette partie forment un point de départ pour l'étude qui sera détaillée par la suite.

5.1.1 Aspects thermiques du bouchage total instantané (BTI)

Des calculs simples de thermique ont été effectués et retranscrits dans une note technique [28]. Ils ont donné des ordres de grandeur de temps caractéristiques de fusion en cas de BTI et de propagation de la fusion aux assemblages voisins. Il y est conclu qu'il faut 18 s pour atteindre la température de fusion et 7 s supplémentaires pour le fondre entièrement. En une minute, il est possible de fondre une masse équivalente à 4 assemblages. Certaines relations utilisées dans ces calculs ont été repris dans la suite du travail.

5.1.2 Influence sur la réactivité du BTI

Un document [16] présente une estimation de l'effet neutronique d'un BTI à partir de calculs ERANOS. Les calculs ont été faits pour plusieurs hypothèses différentes de relocalisation des matériaux fondus : relocalisation hétérogène en débris ou en corium, relocalisation homogène avec ou sans vaporisation d'une fraction du plutonium.

Pour le cas d'un bain fondu homogène, la différence de réactivité obtenue est négative (Tableau 4) tandis qu'elle est positive pour une configuration du corium présentant une phase fissile plus dense et séparée (ségrégation des phases) des matériaux de structure (principalement le SiC). Dans ce cas, elle atteint même une valeur considérable de 21 \$ pour 7 assemblages fondus (Tableau 5).

Nombre d'assemblage(s) fondu(s)	0	1	7	19
$\Delta\rho$ (\$)	0	-0,03	-0,16	-0,41

Tableau 4 : résultats des calculs ERANOS d'insertion de réactivité pour une relocalisation homogène en bain fondu [16]

Nombre d'assemblage(s) fondu(s)	0	1	7
$\Delta\rho$ (\$)	0	0,01	21

Tableau 5 : résultats des calculs ERANOS d'insertion de réactivité dans le cas d'une séparation des phases [16]

Nombre d'assemblage(s) fondu(s)	0	1	7
$\Delta\rho$ (\$)	0	-0,2	3

Tableau 6 : résultats des calculs ERANOS d'insertion de réactivité pour une relocalisation en débris (ségrégation) [16]

Il apparaît alors que deux cas se présentent : le premier où la réactivité résultant de la fusion est faible ou négative, et le second où une excursion de puissance a lieu (réactivité supérieure à la fraction de neutrons retardés). Deux modèles très différents de neutronique interviennent et sont présentés dans la suite.

5.1.3 Données thermodynamiques

La thermodynamique intervient ici pour plusieurs aspects : détermination des températures et des chaleurs latentes de liquéfaction et de vaporisation des matériaux (combustible (U,Pu)C et gainage SiC), estimation des pressions de vapeur saturantes et des pressions partielles des composés gazeux.

La phénoménologie de la dégradation du SiC est très délicate à étudier. Le type de décomposition susceptible de survenir à haute température fait l'objet de débats entre spécialistes. Plusieurs diagrammes d'équilibres différents peuvent être obtenus dans la littérature, certains indiquant une sublimation $\text{SiC} \rightarrow \text{Si(g)} + \text{C(s)}$ à 3000°C [31] tandis qu'un autre indique une décomposition $\text{SiC} \rightarrow \text{Si(l)} + \text{C(s)}$ à 2545°C [32]. D'après la base de données (FUELBASE) du Département du Physico-Chimie (DPC) du CEA, il semble possible d'avoir une décomposition péritectique $\text{SiC} \rightarrow \text{Si(l)} + \text{C(s)}$ vers 2800°C. Mais avant d'atteindre cette température, le système présente des pressions de gaz importantes (majoritairement Si, Si₂C, SiC₂) susceptibles de déplacer l'équilibre et de rendre la décomposition du SiC encore plus complexe. Pour l'étude, il a été fait le choix d'une décomposition du SiC à une température constante de 3070 K. Cette décomposition est associée à une enthalpie de changement de phase dont la valeur gouverne notamment la durée de la décomposition. Les données issues d'une publication sur le système thermodynamique Si-C [32] permettent de calculer une enthalpie de 122 kJ/mol. Un calcul avec le code THERMO-CALC donne 74 kJ/mol, valeur retenue pour le modèle.

La fusion du (U,Pu)C est également complexe. Le diagramme d'équilibre du système (obtenu par le code THERMO-CALC) indique une température de solidus de 2420 K et une température de liquidus de 2654 K. Notons que la présence du liner métallique modifie ces

valeurs à l'interface. La fusion du (U,Pu)C n'est pas congruente, c'est-à-dire que le combustible commence à se décomposer avant son point de fusion. La différence d'enthalpie du système à ces deux températures permet néanmoins d'aboutir à une valeur de chaleur latente de liquéfaction de 433,75 kJ/mol.

Le Tableau 7 résume le choix des données matériaux utilisées dans le modèle.

	(U,Pu)C	SiC
Fraction volumique	22,4%	26,4%
Masse volumique	12700 kg/m ³	3200 kg/m ³
Masse (1 assemblage)	900 kg	267 kg
C_p	270 J/kg/K	1300 J/kg/K
T_{solidus}	2420 K	3070 K
T_{liquidus}	2654 K	3070 K
Chaleur latente	433,7 kJ/mol	74 kJ/mol

Tableau 7 : Données matériaux du combustible et du gainage

5.1.4 Pressions de vapeur saturantes des matériaux du cœur

La pression de vapeur saturante est la pression à laquelle la phase gazeuse d'une substance est en équilibre avec sa phase liquide ou solide. Si la pression partielle de la vapeur est égale à la pression de vapeur saturante, les phases gazeuse, liquide ou solide sont dites en équilibre. Si la pression partielle de la vapeur dépasse la pression de vapeur saturante, il y a liquéfaction ou condensation. Dans le cas d'un volume limité, la pression partielle peut atteindre la pression de vapeur saturante et on atteint alors l'équilibre. Dans le cas d'un volume illimité, la vaporisation se poursuit jusqu'à épuisement de la phase liquide.

Dans le cas d'un mélange, lorsque la pression partielle croît pour atteindre la pression de vapeur saturante du composé, on parle d'évaporation du liquide lorsque cette dernière est inférieure à la pression totale du réservoir. On parle sinon d'ébullition lorsque la pression de vapeur saturante est supérieure à la pression du réservoir. Celle-ci augmente alors. L'évaporation se produit à toutes les températures et s'effectue à la surface du liquide. L'ébullition au contraire, a lieu à partir d'une température fixe qui dépend de la pression totale (pour laquelle $P_{\text{sat}}(T) = P_{\text{tot}}$). L'ébullition se produit au sein du liquide avec formation de bulles.

L'objet de cette étude est de déterminer s'il y a un risque ou non d'ébullition du corium qui entraînerait une augmentation brutale de la pression dans la cuve. La connaissance des pressions de vapeur saturante permet également d'estimer la quantité de matière susceptible d'entrer en phase gazeuse.

Dans notre étude, le liquide est constitué de plusieurs éléments (U, Pu, C, Si). Plusieurs composés sont susceptibles d'entrer en phase gazeuse ($U_{(g)}$, $Pu_{(g)}$, $SiC_{(g)}$, $Si_2C_{(g)}...$), chacun disposant d'une pression de vapeur saturante qui ne dépend que de la température et de la composition de la phase condensée. Le liner métallique, de faible épaisseur et comptant pour une fraction volumique de 0,9%, n'est pas pris en compte. Ces pressions sont représentées sur la Figure 35. Le calcul effectué par le DPC a été fait avec THERMO-CALC en déterminant l'activité de chacun des composés dans la phase condensée. Un changement de phase dans la

phase condensée modifie l'activité des constituants concernés et donc leur pression partielle. C'est ce qui explique le changement de régime visible à hautes températures de certaines pressions de vapeur saturante.

Le DPC a également calculé la chaleur latente de vaporisation du mélange en fonction de la température. Dans la gamme de température qui nous intéresse (autour de la température d'ébullition), une valeur moyenne de 280 kJ/mol semble correcte.

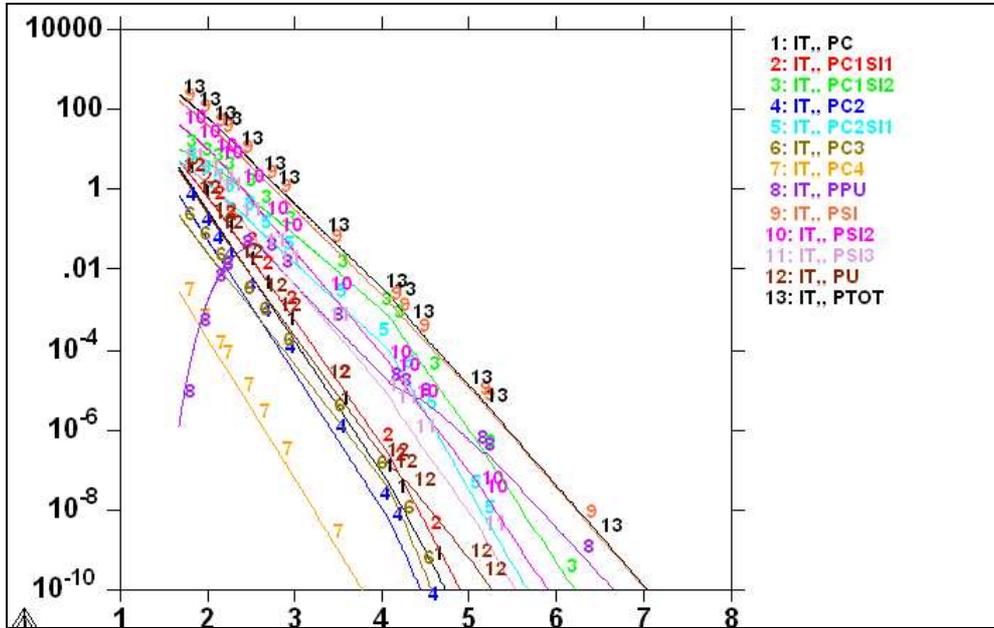


Figure 35 : Pressions de vapeur saturante des composants du bain liquide (en bar) en fonction de la température (en abscisse : $x=10000/T$) calculées avec THERMO-CALC

Il apparaît que plusieurs pressions de vapeur saturante présente une évolution pratiquement linéaire en échelle logarithmique pour l'ordonnée et en $1/T$ en abscisse. Ce constat permet d'obtenir des expressions analytiques rassemblées en annexe B de ce rapport. La pression de vapeur saturante du mélange total, qui est utilisée par la suite, s'exprime (en bar) :

$$P_{sat}(T) = 3,37 \cdot 10^7 \times \exp\left(-\frac{57530}{T}\right) \text{ si } T < 2380 \text{ K}$$

$$P_{sat}(T) = 1,19 \cdot 10^6 \times \exp\left(-\frac{49570}{T}\right) \text{ si } T > 2380 \text{ K}$$

Le composé à entrer majoritairement en phase gazeuse est le silicium. Il est même possible de confondre, en première approximation, la pression de vapeur saturante du silicium avec la pression de vapeur saturante totale. Ce constat permet également d'écrire la masse molaire du gaz dans la cuve comme la moyenne entre celle de l'hélium et celle du silicium pondérées par leur fraction molaire respective.

5.1.5 Le débit de brèche

Une brèche sur le circuit primaire peut être la raison de la dégradation sévère du cœur menant à son ébullition (ça peut notamment être le cas d'une grosse brèche en transitoire non protégé). En imposant un débit de masse vers l'enceinte rapprochée, elle a pour effet de compenser le débit d'ébullition et ainsi de limiter l'effet de pression.

Il existe une expression du débit de brèche découlant de la théorie des gaz compressibles [35]. On doit faire les hypothèses suivantes :

- le gaz est parfait et idéal (le rapport γ des capacités calorifiques est constant) ;
- l'écoulement à la brèche est unidimensionnel, permanent et adiabatique ;
- la température dans le réservoir reste constante.

Pour l'hélium à 5 bar (la pression de repli), on trouve dans les tables :

$$\gamma = \frac{C_p}{C_v} = 2,13$$

Le modèle fait la distinction entre un écoulement sonique et un écoulement subsonique. L'écoulement est sonique si l'on vérifie :

$$\frac{P_{enceinte}}{P_{primaire}(t)} \leq \left(1 + \frac{\gamma-1}{2} M_B^2\right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} = \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}, \text{ soit dans notre cas : } P_{primaire}(t) \geq 2,3 P_{enceinte}$$

Si cette condition est vérifiée, le débit critique (en kg/s) ne dépend pas de la pression en aval ($P_{enceinte}$) et s'écrit :

$$Q_{brèche}(t) = C_d \cdot S_B \cdot P_{primaire}(t) \cdot \sqrt{\frac{M_m}{RT_0} \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}}}$$

où S_B est la section de la brèche (en m^2), M_m la masse molaire du gaz (variable au cours de l'ébullition), et C_d le coefficient d'orifice de la brèche (dû aux effets de contraction et de friction). Il est généralement proposé pour ce coefficient la valeur $C_d = 0,62$ [Beek, 1974].

Si par contre on a $P_{primaire}(t) < 2,3 P_{enceinte}$, alors l'écoulement est subsonique (le nombre de Mach est inférieur à 1) et le débit massique est obtenu en multipliant le débit critique (expression précédente) par un coefficient ψ dont le carré vaut :

$$\psi^2 = \frac{2}{\gamma-1} \left(\left(\frac{\gamma+1}{2}\right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}} \left(\frac{P_{enceinte}}{P_{primaire}(t)}\right)^{\frac{2}{\gamma}} \left(1 - \left(\frac{P_{enceinte}}{P_{primaire}(t)}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}\right)\right)$$

Notons enfin que ce modèle s'applique uniquement pour un fluide purement gazeux. Or, il serait possible d'avoir une liquéfaction en sortie de brèche étant donné la chute de pression et de température lorsque le fluide pénètre dans l'enceinte rapprochée.

Précisons par ailleurs la valeur de la section de brèche suivant sa taille :

taille	1"	2"	3"	5"	7"	10"
S_B (m^2)	$5 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$4,5 \cdot 10^{-3}$	$1,25 \cdot 10^{-2}$	$2,45 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-2}$

5.2. Scénario sans excursion de puissance

Ce cas correspond à la fusion de un ou plusieurs assemblages (selon l'hypothèse de relocalisation de la matière fondue) résultant d'un BTI. La réactivité ne dépasse jamais la fraction de neutrons retardés.

Il s'agit de fournir un modèle analytique complet prenant en compte :

- l'influence sur la réactivité de la fusion des matériaux du cœur ;
- les transferts thermiques aux parois des assemblages bouchés ;
- l'influence sur la réactivité de l'élévation de température (effet Doppler) ;
- la vaporisation d'une partie des composés.

Le modèle doit pouvoir aboutir à la connaissance de :

- l'évolution de la puissance du cœur et de la puissance thermique dégagée dans l'(les) assemblage(s) bouché(s) ;
- l'évolution de la température dans cet(ces) assemblage(s) ;
- l'évolution de la pression primaire lors de l'ébullition (du silicium essentiellement).

5.2.1 Aspect neutronique : modèle de cinétique ponctuelle

Ce modèle vise à déterminer l'évolution de la puissance neutronique en fonction du temps et pour une réactivité donnée. La branche de la physique des réacteurs traitant de cela est la cinétique. Dans les problèmes de cinétique, on peut généralement admettre que le flux neutronique varie en amplitude sans changer de distribution spatiale, ce qui permet d'écartier la dépendance spatiale de l'étude et de ne conserver que la dépendance temporelle. On parle alors de cinétique ponctuelle (le réacteur est réduit à un point).

La cinétique est gouvernée par ce que l'on appelle les neutrons retardés qui sont émis de façon retardée par rapport à la fission suite à une décroissance *beta*. Ces neutrons sont émis par des précurseurs qui sont classés généralement en six ou huit groupes ayant chacun une constante de temps et une proportion d'émission de neutrons. La proportion β_i des neutrons retardés de ce groupe parmi l'ensemble des neutrons émis est exprimée en pcm et la constante de décroissance radioactive λ_i du précurseur exprimée en s^{-1} . Les groupes de précurseurs du cœur à plaques du RNR-G 2400 MW sont donnés en annexe C.

Pour de faibles réactivités ($\Delta Rho < \beta$), il est généralement possible de faire l'hypothèse d'un seul groupe de neutrons retardés en prenant comme valeurs pour ce groupe unique :

$$\beta = \sum_{i=1}^8 \beta_i \quad \text{et} \quad 1/\lambda = \frac{1}{\beta} \sum_{i=1}^8 \frac{\beta_i}{\lambda_i}$$

qui donnent $\beta = 347,44$ pcm et $\lambda = 0,09176$ s^{-1} .

Cette approximation courante pour de faibles réactivités facilite grandement la résolution des équations d'évolution que l'on rappelle ci-après :

$$\begin{cases} \frac{dn}{dt} = \frac{Rho - \beta}{\ell} n + \sum_i \lambda_i C_i \\ \frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} n - \lambda_i C_i \end{cases}$$

Les inconnus C_i (en m^{-3}) sont les concentrations des groupes de précurseurs. ℓ est le temps de génération des neutrons (en s). C est la dernière donnée fondamentale d'un cœur. Dans le concept à plaques, il vaut $6,59 \cdot 10^{-7}$ s.

L'hypothèse d'un seul groupe de neutrons retardés permet d'avoir une solution analytique simple de la population neutronique :

$$\frac{n(t)}{n_0} = \frac{\beta}{\beta - Rho} \exp\left(\frac{\lambda Rho}{\beta - Rho} t\right) - \frac{Rho}{\beta - Rho} \exp\left(-\frac{\beta - Rho}{\ell} t\right)$$

Le modèle de cinétique lente peut s'avérer utile dans cette étude. Il consiste à faire tendre l vers zéro dans le système d'équations précédent. Un nouveau système d'équations différentielles plus simple (ordre abaissé d'une unité) est obtenu. Ceci peut être fait uniquement si l'on vérifie $Rho < \beta$ ce qui est bien le cas ici.

L'ouvrage de neutronique [30] propose une résolution analytique du problème de cinétique ponctuelle lente, à 1 groupe de neutrons retardés, et pour une rampe de réactivité (notée π et exprimée en pcm/s) telle que :

$$Rho(t) = \pi t$$

Dans ce cas, la puissance du cœur s'écrit :

$$\frac{P(t)}{P(0)} = e^{-\lambda t} \left(\frac{\beta}{\beta - \pi t}\right)^{\gamma+1} \quad \text{où } \gamma = \frac{\lambda\beta}{\pi}$$

La Figure 36 compare les résultats obtenus par cette formule (rampe de réactivité négative de -100 pcm sur 5 s) avec la solution analytique énoncée plus haut (modèle à 1 groupe de neutrons retardés pour un créneau de -100 pcm).

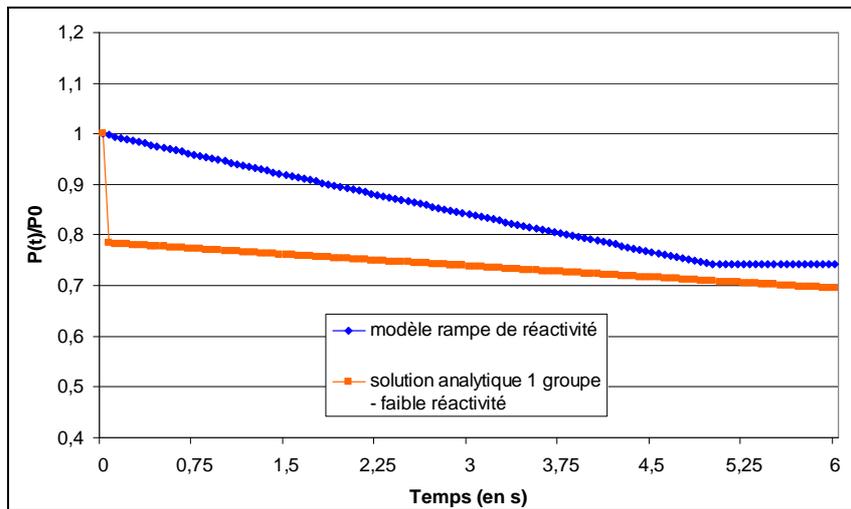


Figure 36 : comparaison entre deux méthodes de calcul de la puissance neutronique

Dans les cas de faibles réactivités, le modèle à rampes de réactivité est *a priori* plus adapté pour suivre la fusion dans la mesure où un assemblage fond totalement en une dizaine de secondes. Il se prête bien à une discrétisation temporelle où l'on fait varier la réactivité à chaque instant. La différence de réactivité résultant de la relocalisation des matériaux s'opère alors sur un laps de temps défini, et non pas instantanément. C'est ce modèle qui est utilisé dans cette étude.

Le bilan de réactivité se résume ici à l'effet Doppler et à l'insertion de réactivité. Pour un temps infinitésimal, il s'écrit :

$$dRho = dRho_{insert} - \frac{N_{bouchés}}{N_{fissiles}} K_D \ln\left(\frac{T + dT}{T}\right)$$

où K_D est le coefficient Doppler (sa valeur est ici de 894,6 pcm), $N_{bouchés}$ est le nombre d'assemblages fissiles bouchés (1 ou 7 dans cette étude), et $N_{fissiles}$ est le nombre d'assemblages fissiles du cœur (on en compte 246).

5.2.2 Aspect thermique

L'objectif principal de cette partie est de déterminer l'évolution de la température connaissant la puissance et de coupler ces résultats avec la neutronique (effet Doppler). L'élévation prévisible de la température induira une contribution négative à la réactivité via l'effet Doppler.

On postule ainsi qu'à l'instant initial, le gaz caloporteur ne traverse plus l'assemblage et que l'ensemble de l'énergie déposée dans l'assemblage par les fissions se partage en deux composantes : une première qui est évacuée par transferts convectifs et radiatifs aux parois externes de l'assemblage, et une seconde qui élève la température des matériaux.

On considère dans un premier temps une température homogène dans tout l'assemblage. Les transferts convectifs et radiatifs à la paroi de l'assemblage sont pris en compte. Le reste de l'énergie thermique produite qui n'est pas évacuée entraîne l'élévation de température.

Le bilan thermique pour un assemblage bouché s'écrit de cette manière :

$$\frac{dH}{dt} = P_{vol} V_{assemb} - \Phi_{convect} - \Phi_{radiat}$$

où $\frac{dH}{dt} = \rho V C_p \frac{dT}{dt}$ permet de déduire la variation de température.

$$\Phi_{convect} = h S_{échange} (T - T_{gaz}) \text{ et } \Phi_{radiat} = \epsilon \sigma S_{échange} (T^4 - T_0^4)$$

Le flux radiatif s'exprime d'après la loi de Stephan-Boltzman qui multiplie l'émissivité ϵ (celle du SiC vaut environ 0,9) par une exittance globale en puissance quatrième de la température. Le flux net fait intervenir T_0 qui est la température de l'assemblage voisin que l'on suppose être la température initiale de l'assemblage avant le bouchage. σ est une constante qui vaut : $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$.

La surface d'échange est la somme des parois de l'assemblage hexagonal :

$$S_{échange} = 6 l H = 1,3 \text{ m}^2$$

Cette surface est susceptible d'évoluer lors de la fusion. Etant donné la fraction volumique de 50% dédié au gaz dans la configuration normale de l'assemblage, on peut s'attendre lors d'une fusion à une relocalisation de la matière solide jusqu'à mi-hauteur de l'assemblage, soit une division par deux de la hauteur H et de la surface d'échange par la même occasion.

Le bilan d'énergie détaillé permet d'aboutir à l'expression de ΔT :

$$\Delta T = \frac{V_{assemb} \Delta t P_{vol} - h S_{échange} (T - T_{gaz}) \Delta t - \epsilon \sigma S_{échange} (T^4 - T_0^4) \Delta t}{V_{assemb} (\rho_{comb} C_{p,comb} \frac{V_{comb}}{V_{assemb}} + \rho_{SiC} C_{p,SiC} \frac{V_{SiC}}{V_{assemb}})}$$

Lors de la fusion du (U,Pu)C, un autre terme correspondant à l'énergie absorbée par la liquéfaction intervient. Etant donné que la fusion a lieu entre la température de solidus (2420 K) et de liquidus (2654 K), la chaleur latente de liquéfaction de 433,7 kJ/mol (défini par la différence d'enthalpie du système à 1 mole entre ces deux températures) inclut déjà le terme d'énergie $m C_p \Delta T$ pour atteindre les 2654 K. Notons par exemple $E_{liquéf}$ cette énergie (en J), on peut écrire :

$$E_{liquéf} = \frac{\rho_{(U,Pu)C}}{M_{(U,Pu)C}} \frac{V_{(U,Pu)C}}{V_{coeur}} V_{assemblage} \Delta H_{liquéf} - \rho_{(U,Pu)C} \frac{V_{(U,Pu)C}}{V_{coeur}} C_{p,(U,Pu)C} V_{assemblage} (T_{liquidus} - T_{solidus})$$

Le temps pendant lequel s'opère la fusion s'écrit :

$$\tau = \frac{V_{assemb} \left(\rho_{SiC} C_{p_{SiC}} \frac{V_{SiC}}{V_{assemb}} \right) (T_{liquide} - T_{solide}) + \frac{\rho_{(U,Pu)C}}{M_{(U,Pu)C}} \frac{V_{(U,Pu)C}}{V_{coeur}} V_{assemblage} \Delta H_{liquéf}}{P_{volum} V_{assemb}}$$

Pour simplifier les expressions, on considère que la fusion s'opère en condition adiabatique :

$$\Delta T = \frac{V_{assemb} \Delta t P_{vol} - E_{liquéf} \frac{\Delta t}{\tau}}{V_{assemb} \left(\rho_{comb} C_{p_{comb}} \frac{V_{comb}}{V_{assemb}} + \rho_{SiC} C_{p_{SiC}} \frac{V_{SiC}}{V_{assemb}} \right)}$$

Le principe de la méthode consiste à faire une discrétisation temporelle où il est calculé à chaque pas de temps d'indice i une variation de réactivité $d\rho_i$. Une nouvelle réactivité puis une nouvelle variation de puissance est calculée. Cette puissance permet de calculer ensuite l'échauffement noté dT_i avec les expressions précédentes.

Pour la décomposition du SiC, on calcule le temps nécessaire à celle-ci et l'on suppose une température moyenne et une puissance constante.

5.2.3 Bilan de masse et évolution de la pression primaire

On considère que l'énergie déposée par la puissance neutronique dans les assemblages fondus sert uniquement à vaporiser la matière fondue (en premier lieu le silicium). Lorsque la pression primaire dépasse à nouveau la pression de vapeur saturante, alors l'énergie sert à faire augmenter la température (en condition adiabatique) jusqu'à ce que la pression de vapeur saturante atteigne la pression primaire, ce qui relance l'ébullition, et ainsi de suite. Cela revient à considérer une succession d'états d'équilibre. A chaque instant, la variation de pression s'écrit :

$$P_{i+1} = P_i + \left(\frac{\Delta m_{vap}}{M_{vap}} - \frac{Q_{brèche} \Delta t}{M_{gaz}} \right) \frac{RT}{V_{primaire}}$$

où M_{gaz} est la masse molaire moyenne du gaz calculé à chaque instant, M_{vap} celle de la vapeur générée (uniquement du silicium en première approximation, donc $M_{vap} = 0,028$ kg/mol). On retient une valeur approximative de 2000 m^3 pour le volume primaire et une température moyenne de 1800 K du gaz dans ce volume.

La masse de vapeur générée par l'ébullition pendant une période Δt s'exprime par hypothèse :

$$\Delta m_{vap} = M_{vap} \frac{P_{coeur} \Delta t}{\Delta H_{vap}}$$

avec une chaleur latente de vaporisation ΔH_{vap} qui vaut environ 280 kJ/mol (calcul THERMO-CALC réalisé par le DPC).

5.2.4 Discussions sur l'ensemble des hypothèses formulées

Concernant l'aspect thermique du problème, rappelons que :

- on a considéré une unique température dans tout l'assemblage alors qu'il existe un fort gradient thermique axial laissant penser que tout le combustible de l'assemblage ne fond pas en même temps ;

- on a considéré une puissance homogène dans l'ensemble du cœur, ce qui n'est pas vrai ;
- il est très approximatif de considérer une température du (U,Pu)C égale à celle du SiC. Un meilleur modèle prendrait en compte un gradient thermique et un coefficient d'échange entre les deux matériaux ;
- l'hypothèse que l'ébullition s'opère dès que la pression de vapeur saturante atteint la pression totale est également discutable puisque le gradient thermique dans le bain laisserait penser à une température au centre du bain supérieure à la température d'ébullition, et donc à un déséquilibre. Ce point sera revu plus loin.
- On n'a pas pris en compte l'évaporation du corium susceptible de se produire en deçà de la température d'ébullition. Dans les modèles utilisés ici, il y a soit ébullition (si $T \geq T_{\text{ébullition}}$), soit rien du tout (si $T < T_{\text{ébullition}}$).

5.2.5 Résultats

Quel que soit le nombre d'assemblage bouché, et tant que le cœur n'est pas surcritique, la température de (ou des) assemblage(s) bouché(s) suit une évolution comportant plusieurs stades :

- une élévation de température de la température initiale (ici arbitrairement fixée à 2000 K) jusqu'à 2420 K ;
- une fusion de (U,Pu)C de 2420 K à 2654 K ;
- une élévation de température jusqu'à 3070 K ;
- un maintien à 3070 K (décomposition du SiC) ;
- une élévation de température jusqu'à l'ébullition ;
- une augmentation lente au cours de l'ébullition, en faisant l'hypothèse d'une suite d'états d'équilibres.

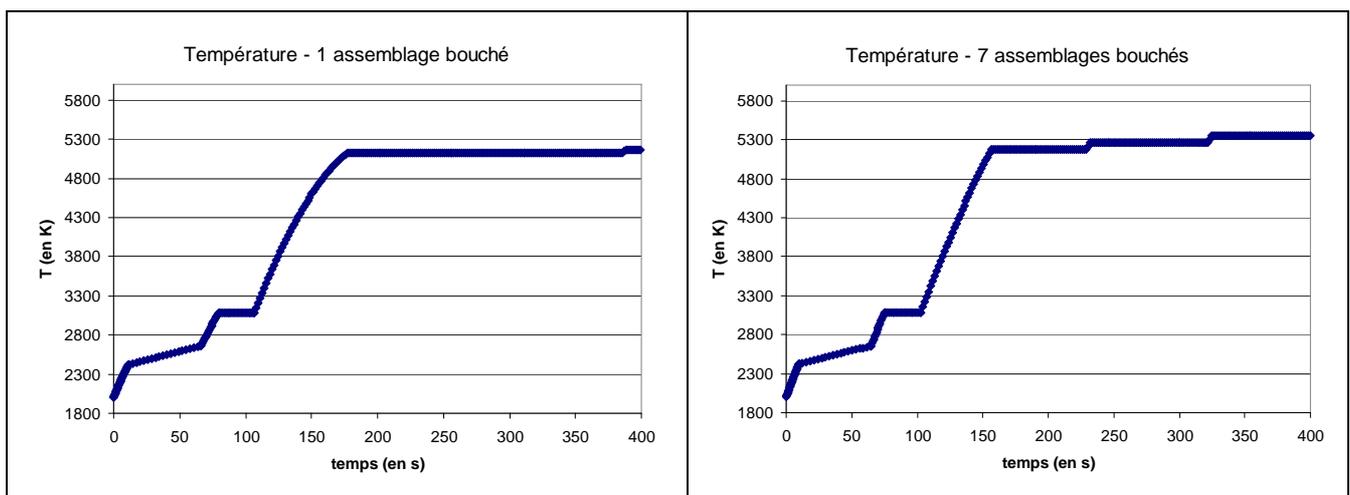


Figure 37 : Evolution de la température du ou des assemblages bouchés (1 à gauche, 7 à droite)

La fusion d'un assemblage ne modifie que très légèrement la puissance. En effet, d'une part la variation de réactivité associée à la fusion d'un assemblage (Tableau 6) est très faible et d'autre part, la température moyenne du cœur étant pratiquement constante, l'effet Doppler est également faible. Sur la Figure 37, le calcul prend pour hypothèse une relocalisation homogène en bain fondu.

Pour un ou sept assemblage(s) bouché(s), le calcul montre que :

- la fusion de la phase fissile (U,Pu)C s'effectue en 55 s ;
- on atteint ensuite les 3070 K en 10 s ou 13 s ;
- le SiC se décompose en 28 s.

Le temps de fusion d'un assemblage (entre le début et la fin de la fusion) avait été très approximativement estimé à 7 s [28]. La différence notable avec les résultats présentés ici s'explique par le choix de la valeur de la chaleur latente de liquéfaction. Ainsi, celle de la phase fissile avait été prise égale à 200 kJ/kg alors qu'elle vaut ici 1735 kJ/kg (d'après les calculs THERMO-CALC).

Le modèle utilisé ne s'applique qu'au cas de 1 assemblage et à celui de 7 assemblages bouchés uniquement en faisant l'hypothèse favorable d'une relocalisation en bain fondu homogène (variation de réactivité de -55 pcm).

L'ébullition se produit 160 à 180 secondes après le début du BTI. Pour un assemblage bouché, le rythme d'augmentation de la pression est de 0,6 bar par minute. Pour sept assemblages, on trouve un rythme de 4 bar par minute.

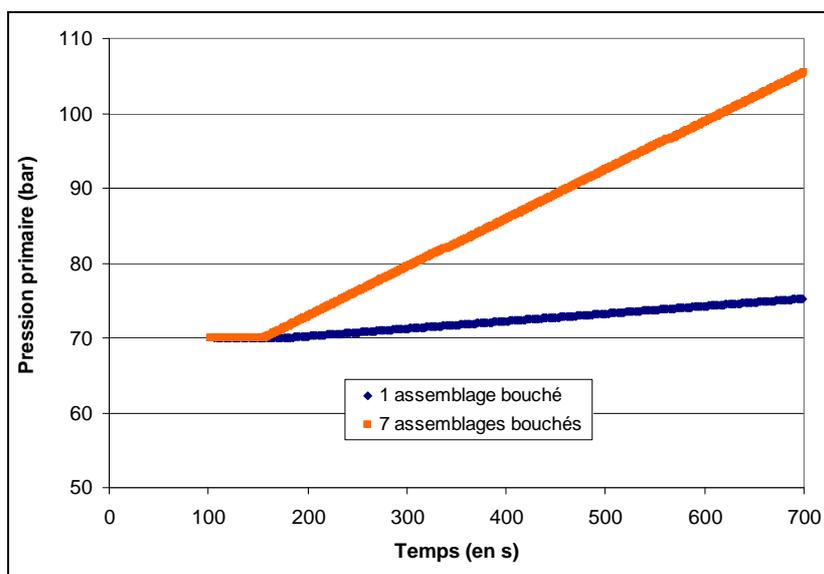


Figure 38 : Evolution de la pression primaire pour 1 ou 7 assemblage(s) fondu(s)

5.3. Scénario avec excursion de puissance avant l'ébullition

Il s'agit du cas où la réactivité dépasse la fraction de neutrons retardés, mais cela avant d'avoir dégradé significativement le cœur. C'est par exemple possible si l'on fond 7 assemblages avec une relocalisation hétérogène. La puissance du cœur prend alors des valeurs très grandes et les constantes de temps des phénomènes intervenant se réduisent

considérablement. La phénoménologie et les modèles à utiliser se distinguent de ceux abordés dans la partie précédente (faible variation de réactivité). La température de départ (début de l'excursion de puissance) est fixée à 2000°C, température au-delà de laquelle la géométrie du cœur n'est plus garantie et où une excursion de puissance serait envisageable.

5.3.1 Aspect neutronique

Etant donné les incertitudes sur la détermination de la réactivité dans ces configurations, il est possible de faire des calculs d'ordre de grandeur avec un modèle simplifié pour forte réactivité qui consiste à négliger λ_i devant ω dans l'équation de Nordheim ce qui fait écrire :

$$\omega \approx \frac{Rho - \beta}{\ell}$$

Il s'agit d'un régime surcritique par les seuls neutrons prompts dont l'étude précise est très délicate. Dès que la réactivité atteint le dollar, le cœur subit une excursion de puissance pendant un temps très court de l'ordre de la milliseconde. La température s'élève et c'est l'ensemble du cœur qui est susceptible d'entrer en fusion. La puissance évolue (très approximativement) selon la loi :

$$\frac{P(t)}{P(0)} = \exp\left(\frac{Rho - \beta}{\ell} t\right)$$

Le bilan de réactivité s'écrit de la même manière que dans le cas précédent, en ne considérant que l'effet Doppler (global pour tout le cœur) :

$$dRho = dRho_{insert} - K_D \ln\left(\frac{T + dT}{T}\right)$$

5.3.2 Aspect thermique

Dans le cas précédent, on avait seulement un ou plusieurs assemblages bouchés dont la température évoluait et où le reste du cœur restait à peu près inchangé (en termes de puissance et de température). Dans le cas d'une excursion de puissance, c'est l'ensemble du cœur qui va voir sa température augmenter à une vitesse bien plus grande. Il est dès lors possible de faire l'hypothèse d'un échauffement adiabatique en négligeant les transferts thermiques (radiatifs et convectifs) avec l'environnement du cœur (hélium, cuve). L'échauffement s'écrit donc :

$$\Delta T = \frac{\Delta t P_{vol}}{\left(\rho_{comb} Cp_{comb} \frac{V_{comb}}{V_{assemb}} + \rho_{SiC} Cp_{SiC} \frac{V_{SiC}}{V_{assemb}}\right)}$$

Il est possible de dégager trois grandes étapes :

- l'excursion de puissance qui a lieu sur une courte durée, de l'ordre de la milliseconde ;
- une élévation de température et la formation d'un bain liquide se produisant à une puissance du cœur de l'ordre de sa valeur nominale ;
- l'ébullition du bain liquide et la production de gaz dans l'enceinte primaire, compensée ou non par un débit de fuite par une brèche.

On suit ici l'évolution de la température moyenne de l'ensemble du cœur et non plus d'un seul assemblage comme dans le cas précédent. La fusion du (U,Pu)C est prise en compte de façon similaire. Elle se fait de 2420 K à 2654 K et absorbe une énergie calculée à l'aide de la chaleur latente de liquéfaction.

5.3.3 Excursion de puissance

Précisons que la réactivité n'atteindra jamais une valeur très au dessus de 1 \$ (et en particulier les valeurs énoncées dans le Tableau 5 et le Tableau 6 sont très théoriques). On peut néanmoins imaginer que, pour une raison quelconque indépendante d'un scénario envisagé, la réactivité dépasse rapidement la fraction de neutrons retardés ($Rho > \beta$) et atteigne une valeur de 2 \$. On présente donc par la suite les résultats pour une réactivité initiale supposée de 2 \$ (créneau).

La puissance du cœur prend des valeurs très grandes sur des durées très courtes. Le pas de temps des calculs est de l'ordre de 50 μ s. La température de l'ensemble du cœur augmente très rapidement comme l'indique la Figure 39. La constante de temps de la variation de ces paramètres est de l'ordre de la milliseconde. On fond tout le (U,Pu)C en 4 ms. La puissance du cœur augmente très rapidement jusqu'à près de 10000 fois sa valeur nominale puis redescend progressivement (effet Doppler résultant de l'élévation de température). On a considéré pour ce calcul l'absence de transferts thermiques du cœur avec l'extérieur (élévation de température adiabatique) justifiable par la nette différence d'ordre de grandeur entre l'énergie produite et l'énergie susceptible d'être évacuée.

Les résultats sont à prendre avec beaucoup de précautions étant donné les nombreuses incertitudes sur les phénomènes réels et les limites du modèle simple utilisé pour la cinétique. Il convient surtout de retenir les résultats suivants :

- le dépassement de la fraction de neutrons retardés ($Rho > \beta$) entraîne une rapide excursion de puissance dégradant le cœur en une dizaine de millisecondes ;
- tout le (U,Pu)C fond en quelques millisecondes ;

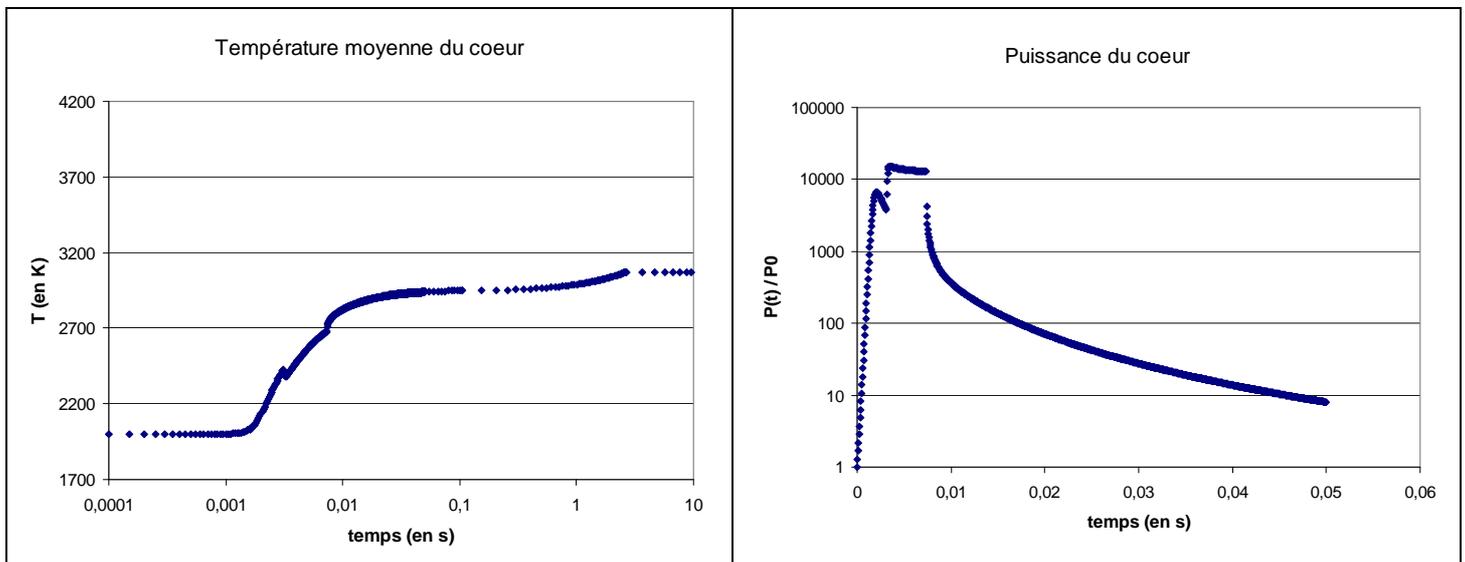


Figure 39 : Evolution de la température moyenne (à gauche) et de la puissance du cœur (à droite) en échelle logarithmique

5.3.4 Formation d'un bain liquide

La fusion du SiC ajoute de la matière liquide (la phase fissile (U,Pu)C fond d'abord) pour former en fond de cuve un bain liquide. On suppose que le SiC se dégrade à une température constante de 3070 K avec une enthalpie de décomposition de 74 kJ/mol. Le temps au bout duquel on le décompose totalement puis celui au bout duquel on atteint l'ébullition dépend de la puissance neutronique du cœur qui peut difficilement être connue. On atteint l'ébullition si $P_{\text{sat}}(T) = P_{\text{primaire}}$. En situation dépressurisée (brèche préalable), il s'agit de la pression de repli

(sans injection de gaz) qui vaut 5 bar, et en situation pressurisée, il s'agit de la pression de l'hélium qui vaut 70 bar (notons qu'elle serait certainement supérieure à cette valeur à cause de l'augmentation de température de l'hélium et de sa pressurisation associée).

$P_{\text{cœur}} / P_{\text{nom}}$	temps pour décomposer tout le SiC	temps supplémentaire pour atteindre l'ébullition en situation :	
		dépressurisée	pressurisée
0,5	34 s	+ 40 s	+ 85 s
0,75	23 s	+ 26 s	+ 57 s
1	17 s	+ 19 s	+ 41,5 s
1,5	11 s	+ 12,5 s	+ 28,5 s
2	8,5 s	+ 9,5 s	+ 20 s

Tableau 8 : Valeurs de temps pour décomposer le SiC et atteindre l'ébullition selon la puissance du cœur

Pour l'étude de l'ébullition et de l'effet de pression en résultant, deux cas de figure sont donc à considérer : une situation dépressurisée où l'enceinte primaire présente une brèche et une situation en pression sans brèche.

5.3.5 Ebullition du liquide en situation pressurisée (sans brèche)

Dans les graphiques, la référence de temps ($t = 0$) est désormais fixée au début de l'ébullition. L'ébullition débute plus ou moins tard en fonction de la puissance neutronique. La température correspondant au début d'ébullition est de 5100 K.

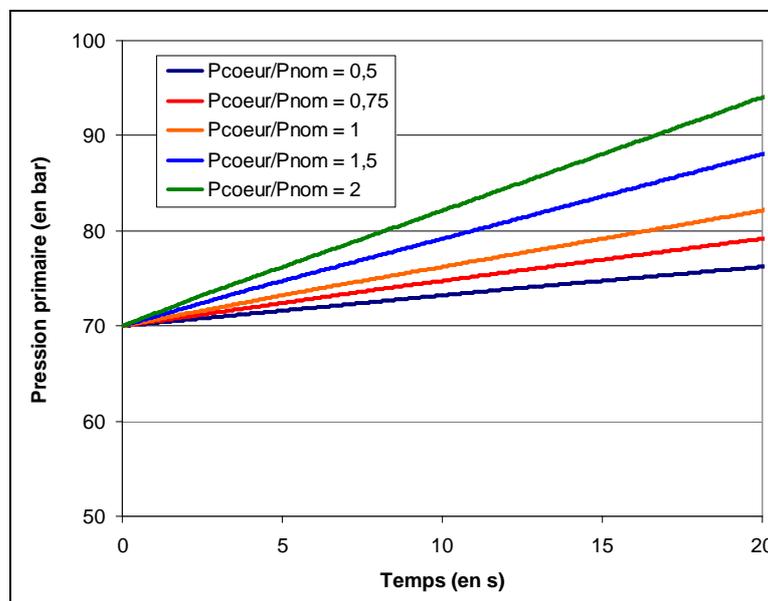


Figure 40 : Evolution de la pression primaire selon la puissance neutronique

5.3.6 Ebullition du liquide en situation dépressurisée (brèche)

Une brèche de taille variable est prise en compte dans ce modèle, avec une valeur de débit de brèche issue des expressions énoncées plus haut. Ce débit de brèche est une donnée

importante de l'étude car il pilote l'évolution de pression. Le graphique en Figure 41 (à gauche) présente les résultats pour des tailles de brèche allant de 1 à 10 pouces et pour une puissance neutronique supposée être à sa valeur nominale. Quelle que soit la section de la brèche, l'augmentation de pression est relativement lente.

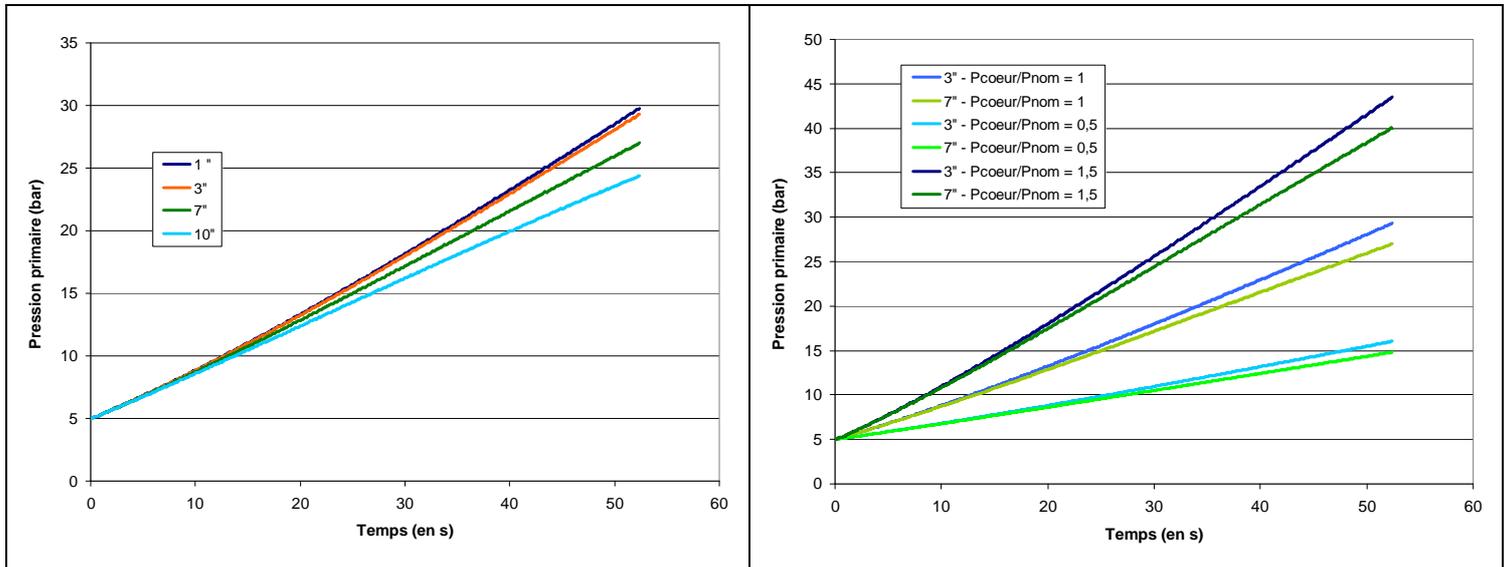


Figure 41 : Evolution de la pression primaire avec brèche de 1'' à 10'' à $P_{\text{coeur}} = P_{\text{nom}}$ (à gauche) ; et pour trois valeurs de la puissance (à droite)

Etant donnée l'incertitude sur la détermination de la puissance neutronique, il est nécessaire de faire une étude de sensibilité vis-à-vis de cette grandeur. La Figure 41 (à droite) montre la comparaison entre trois valeurs différentes de cette puissance pour une taille de brèche de 3'' ou de 7''. L'augmentation de pression est bien entendue plus grande lorsque la puissance est plus grande (par hypothèse, le débit d'ébullition est imposé par l'énergie disponible).

5.4. Scénario avec excursion de puissance pendant l'ébullition

5.4.1 Hypothèses de l'étude

Il s'agit du cas plus réaliste où l'on assisterait à une excursion de puissance pendant la fusion du cœur (lors de la décomposition du SiC à 3070 K) et non pas avant. Dans ce cas, l'énergie générée par l'excursion de puissance sert d'abord à fondre le SiC, puis à augmenter la température jusqu'à la température d'ébullition et enfin à vaporiser le corium. On peut s'attendre dans ce cas à une pressurisation de la cuve bien plus rapide.

Le même modèle que celui du cas précédent est repris. On postule également une réactivité initiale de 2 \$. La température initiale est de 3070 K. Dans un premier temps, l'énergie est absorbée par la décomposition du SiC et la température est maintenue à 3070 K. Puis, elle sert soit à faire augmenter la température, soit à vaporiser le corium, selon le principe expliqué plus haut.

Le circuit primaire présente une brèche de taille 3'', la pression est initialement de 5 bar.

5.4.2 Résultats

On décompose tout le SiC en 2 ms. Pendant ce temps, la température restant constante, l'effet Doppler n'est pas en mesure de faire baisser la réactivité et donc la puissance qui atteint des valeurs dix fois plus grandes que dans le cas précédent.

Après cela, on atteint l'ébullition ($T_{\text{ébullition}} = 4000 \text{ K}$) à $t = 5 \text{ ms}$. La puissance neutronique étant alors très grande, on vaporise pendant une courte durée une très grande quantité de corium. La pression primaire atteint environ 20 bar à $t = 0,1 \text{ s}$. La taille de la brèche n'a pas une influence déterminante car le débit de brèche est trop faible pour endiguer l'élévation de pression résultant de l'ébullition. Lorsque la puissance neutronique redescend vers des valeurs proches de sa valeur nominale (on fait l'hypothèse qu'elle se stabilise à sa valeur nominale à $t = 0,06 \text{ s}$), on assiste à un changement de rythme de vaporisation (et donc une rupture de pente sur le graphique de la pression de la Figure 42).

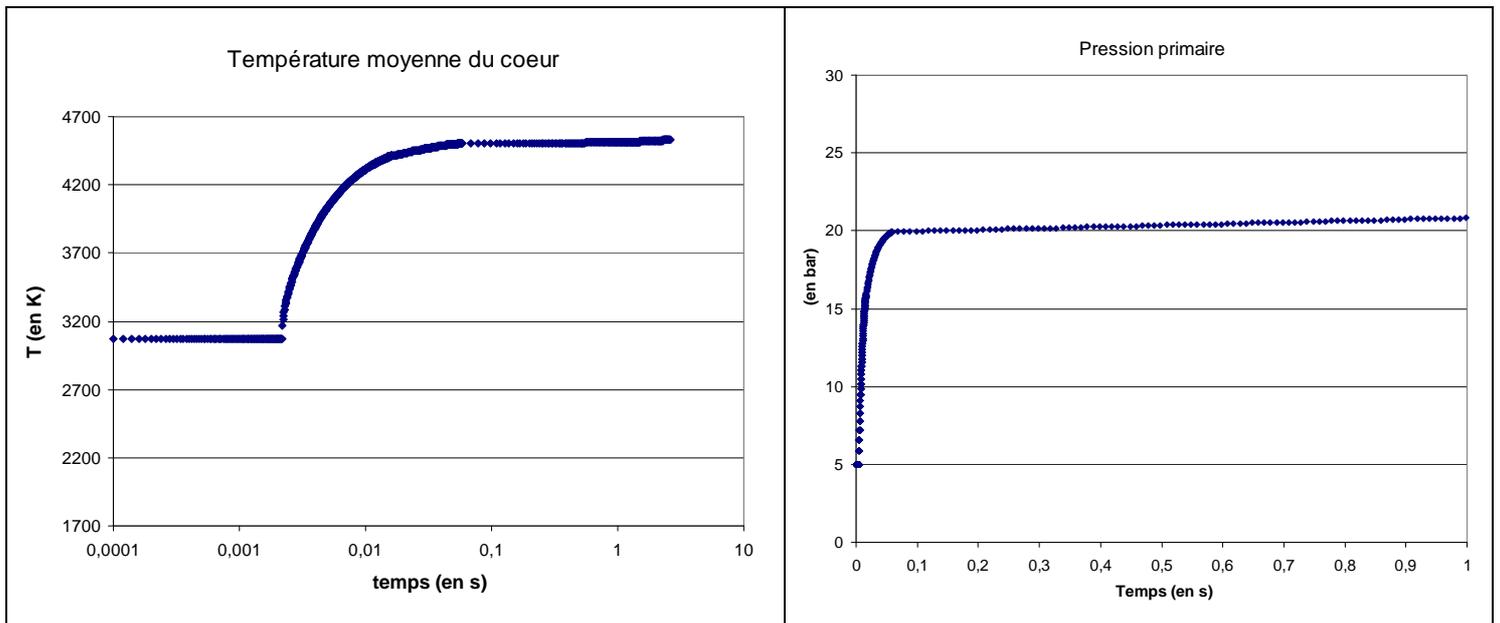


Figure 42 : Evolution de la température moyenne (à gauche) et de la pression primaire (à droite)

Il est nécessaire d'insister sur le fait que, dans le cas étudié, la quantité de gaz vaporisé et donc l'effet de pression produit, dépend en très grande partie de l'énergie générée lors de l'excursion de puissance (donc de l'intégrale de la puissance par rapport au temps) pour laquelle l'incertitude est la plus forte. Dans le calcul présenté ici et issu d'un modèle simpliste de neutronique, on génère une énergie de 130 GJ pendant 90 ms, ce qui n'est pas très loin des valeurs obtenus pour les calculs d'excursion primaire du RNR-sodium avec le code SIMMER. A la différence du scénario précédent, la taille de la brèche et la valeur à laquelle se stabilise ensuite la puissance du cœur ne sont plus des paramètres fondamentaux du processus d'ébullition du corium. C'est bien l'énergie générée qui détermine l'ampleur de la pressurisation.

Une étude paramétrique faisant varier l'insertion de réactivité donc l'énergie générée a été faite et les résultats sont résumés dans le Tableau 9.

Insertion de réactivité	Energie générée	Effet de pression
+1,9 \$	113 GJ	+ 8 bar
+ 2 \$	130 GJ	+ 15 bar
+ 2,1 \$	150 GJ	+ 26 bar
+ 2,2 \$	165 GJ	+ 40 bar

Tableau 9 : Résultats de l'étude de sensibilité vis-à-vis de l'énergie générée

5.5. Conclusion

L'étude de la fusion du cœur et d'une éventuelle ébullition du corium formé est très délicate et les résultats énoncés dans cette partie sont à considérer avec beaucoup de précautions. Bien que quelques ordres de grandeur puissent être estimés, il convient avant tout de retenir les principes des méthodes utilisées, les paramètres essentiels et les points bloquants à relever en vue de fournir, dans l'avenir, une modélisation plus aboutie d'un tel accident.

La fusion de quelques assemblages, sans création d'une excursion de puissance ($Rho < \beta$), a été modélisée d'une façon simple et les résultats indiquent des ordres de grandeur de la dégradation qui en résulte (fusion complète des assemblages bouchés en une centaine de secondes, ébullition une cinquantaine de secondes plus tard). L'ébullition n'est pas violente (une relative faible quantité de corium est formée). Le rythme d'augmentation de pression va de 0,6 bar/minute pour 1 assemblage bouché à 4 bar/minute s'il y en a sept, mais il conviendrait d'évaluer la pression obtenue dans l'enceinte rapprochée. Dans tous les cas, cette surpression est largement maîtrisable par une soupape de sécurité.

L'étude du cas où survient une excursion de puissance est plus délicate, et le choix de la méthode et des hypothèses retenus méritent d'être davantage justifiées. Les constantes de temps des phénomènes sont très petites. Si l'ébullition survient pendant l'excursion de puissance, alors, la quantité d'énergie et la masse de gaz vaporisée étant très grandes, il est possible de s'attendre à un effet de pression violent plus difficilement maîtrisable par un système mécanique. Les incertitudes sur le résultat de ces calculs sont nombreuses. Le principal point à améliorer est la détermination de la quantité d'énergie générée par l'excursion de puissance qui est la grandeur fondamentale pilotant l'ampleur du phénomène.

Pour obtenir des résultats plus précis, il sera indispensable dans l'avenir d'envisager l'utilisation d'un code de calculs d'accidents graves tel que SIMMER, avec l'espoir d'une prise en compte fine des effets neutroniques, des hétérogénéités de température et de l'éjection des matériaux. Notons enfin qu'une connaissance et une modélisation plus fine de la décomposition du SiC serait également nécessaire.

Conclusion

L'étude des accidents graves du RNR-G montre clairement le besoin d'une vision pluridisciplinaire des problèmes et la création de modèles multi-physiques (thermo-hydraulique, neutronique, matériaux, chimie, thermodynamique). L'étude souligne également l'importance de l'élément combustible dont le caractère réfractaire laisse envisager une bonne résistance du cœur à des situations accidentelles sévères.

Il a été d'abord étudié l'intérêt et les conséquences de l'injection d'azote lors d'un APRP (3") non protégé. L'azote refroidit efficacement le cœur mais a des effets négatifs sur sa puissance (insertion de réactivité et division par 4,8 du coefficient de vidange du caloporteur). Il est possible de limiter la gravité de l'accident mais pas suffisamment pour maintenir le gainage à une température inférieure à 1850°C plus de 1h20 après le début de l'accident. Les transitoires d'entrée d'air avec chute des barres ne semblent pas, quant à eux, être très graves du point de vue de l'oxydation du SiC par l'air puisque l'on forme une fine couche de silice protectrice sans risque de transition vers un régime d'oxydation active. L'application du modèle d'interdiffusion d'Eremeev à l'interface entre le combustible et le liner métallique en tungstène permet d'estimer la cinétique de dégradation du liner. Bien qu'étant un modèle discutable et ne s'appliquant pas rigoureusement au combustible du RNR-G, il fournit, dans le cas d'un APRP (3") non protégé, une cinétique de formation d'une couche de W_2C de 1 à 2 $\mu\text{m}/\text{h}$ sans dépasser 30 μm à l'issue des 11 h du transitoire. Tous ces résultats nécessiteraient cependant d'être consolidés dans l'avenir par des modèles plus aboutis appuyés par des données expérimentales plus complètes. Il a ainsi été souligné le manque de résultats expérimentaux, notamment en ce qui concerne la cinétique de nitruration lors d'un transitoire non protégé avec injection d'azote.

Bien que l'élément combustible soit prometteur, la perte de la maîtrise de la criticité peut conduire à un état dégradé du cœur, se traduisant par un risque de fusion et d'ébullition du corium. Cette éventualité a été abordée à la fin de ce travail. L'étude s'avère délicate sur le plan physique et mérite d'être raffinée. Elle a néanmoins l'intérêt de fournir des premiers ordres de grandeur et une base en vue de travaux futurs. Une fois de plus, l'étude devra si possible combiner modèles analytiques et programmes expérimentaux (dégradation à haute température du SiC/SiCf), avec une modélisation plus juste de l'excursion de puissance que ce qui a été fait ici. La création d'un jeu de données SIMMER constitue sans doute une étape indispensable dans l'optique de se rapprocher de la réalité physique pour les scénarios éventuels de dynamique rapide associés à une excursion de puissance.

Au-delà de son combustible, c'est l'ensemble du concept de RNR-G qui apparaît prometteur, en particulier sa résistance intrinsèque à certains accidents en comparaison du RNR à caloporteur sodium qui, bien que plus avancé, ne peut pas s'affranchir d'une réactivité chimique de son caloporteur et d'un effet de vidange local du sodium qu'il convient de maîtriser. Mais le développement d'une filière RNR-G nécessitera des besoins notables en R&D et une recherche d'innovations décisives. Face aux enjeux de raréfaction des combustibles fossiles, d'accroissement de la consommation d'énergie et de prévention du changement climatique, une filière industrielle de RNR-G pourra constituer une partie de la réponse à la recherche d'une production d'électricité sûre, durable, non émettrice de gaz à effet de serre et garante de notre sécurité d'approvisionnement.

Bibliographie

- [1] Les Clefs du CEA n°55 « *Les systèmes nucléaires du futur* », CEA, 2007.
- [2] *Les réacteurs nucléaires à caloporteur gaz*, CEA DEN, éditions Le Moniteur, 2006.
- [3] *L'énergie nucléaire du futur, quelles recherches pour quels objectifs ?*, CEA DEN, éditions Le Moniteur, 2005
- [4] *Les combustibles nucléaires*, CEA DEN, éditions Le Moniteur, 2007.
- [5] D. Quéniart, *Analyse de sûreté. Principes et pratiques*, Techniques de l'ingénieur.
- [6] J. Brisbois, *Etudes probabilistes de sûreté*, Techniques de l'ingénieur.
- [7] E. Morange, *Initiation à la démarche de sûreté des centrales nucléaires françaises*, document de formation ECL, 2005.
- [8] R. Stainsby & al., *Gas cooled fast reactor research and development in the european union*, 2009.
- [9] F. Bertrand & al., *Preliminary safety analysis of the 2400 MWth Gas-Cooled Fast Reactor*, 2008
- [10] F. Bertrand & al., *Preliminary transient analysis and approach of hypothetical scenarios for prevention and understanding of severe accidents of the 2400 MWth Gas-Cooled Fast Reactor*, 2009.
- [11] W.F.G. van Rooijen, *Gas-Cooled Fast Reactor: A Historical Overview and Future Outlook*, 2009.
- [12] C. Bassi, M. Marques, *Reliability Assessment of 2400MWth Gas-Cooled Fast Reactor Natural Circulation Decay Heat Removal in Pressurized Situations*, 2008.
- [13] *Strategic Research Agenda*, SNETP - Sustainable Nuclear Energy Technology Platform, 2009.
- [14] JY. Malo & al., *Gas Cooled Fast Reactor, Preliminary Viability Report*, document technique CEA, 2007.
- [15] F. Bertrand, *Synthesis of the safety studies carried out on the concept of the GFR 2400 MW as designed at the end of 2007*, document technique CEA, 2009.
- [16] F. Bertrand, *Status of the severe accident studies devoted to the GFR 2400 MW at the end of 2009*, document technique CEA, 2009.
- [17] P. Richard & al., *Conception du Coeur du RNR-G 2400 MWth à fin 2006*, document technique CEA, 2007.
- [18] Christophe Journeau, *Analyse préliminaire des scénarios d'entrée d'azote, d'air ou d'eau dans le circuit primaire des réacteurs rapides à caloporteur gaz*, document technique CEA, 2008.
- [19] T. Goto, H. Homma, *High temperature active/passive oxidation and bubble formation of CVD SiC in O2 and CO2 atmospheres*, 2002.
- [20] S. Nogami & al., *Oxidation behaviour of SiC/SiC composites for helium cooled solid breeder blanket*, 2008.
- [21] J.A. Costello, R.E. Tressler, *Oxidation kinetics of silicon carbide crystals and ceramics in dry oxygen*, 1986.

- [22] N.S. Jacobson & al., *High temperature oxidation of ceramic matrix composites*, 1998
- [23] J. Eck & al., *Behavior of SiC at high temperature under helium with low oxygen partial pressure*, 2008.
- [24] H. Wada & al., *Stability of phases in the Si-C-N-O system*, 1988.
- [25] H.J. Seifert & al., *Phase equilibria and thermal analysis of Si-C-N ceramics*, 2001.
- [26] V.S. Eremeev. *Diffusion of carbon from uranium monocarbide into molybdenum and tungsten*, 1968.
- [27] C. Guéneau & al. *Synthèse des études d'interaction thermochimiques*, présentation réalisée à la réunion du G2AG le 01/04/2010.
- [28] J.M. Seiler, B. Tourniaire, *Calculs d'ordre de grandeur relatifs à un accident de bouchage total instantané en pied (BTI) pour un réacteur rapide à caloporteur gaz (RCG)*, document technique CEA, 2006.
- [29] G. Inden, *Introduction to thermodynamics, Materials Issues for Generation IV Systems*, 2008.
- [30] P. Reuss, *Précis de neutronique*. EDP Sciences, 2003.
- [31] C. Raynaud, *Propriétés physiques et électroniques du carbure de silicium (SiC)*, Techniques de l'ingénieur.
- [32] R.W Olesinski, G.J. Abbaschian, *The C-Si (Carbon-Silicon) System*, 1984.
- [33] F. Audubert. *Comportement du SiC à haute température*, présentation réalisée à la réunion du G2AG le 01/04/2010.
- [34] J.M. RUGGIERI &al., *ERANOS 2.1 : International Code System for GEN IV Fast Reactor*, 2006.
- [35] *Methods for the calculation of physical effects. Part 1*. Committee for the Prevention of Disasters, 1997.

Tables des Annexes

A.	LE MODELE D'EREMEEV	78
B.	PRESSIONS DE VAPEUR SATURANTE DU CORIUM.....	80
C.	GROUPES DE PRECURSEURS DU CŒUR RNR-G 2400 MW	80

A. Le modèle d'Eremeev

Les paramètres en entrée du modèle d'Eremeev sont :

- D_1 coefficient de diffusion de C dans UC (en m^2/s) ;
- D_2 coefficient de diffusion de C dans W_2C (en m^2/s) ;
- C_{01} concentration initiale en C dans UC_{1+x} (en g/cm^3) ;
- C_{11} concentration en C dans UC à l'interface (en g/cm^3) ;
- C_{22} limite de solubilité du carbure de métal formé (en g/cm^3) ;
- C_{12}^* concentration en carbone dans le carbure de métal formé (en g/cm^3) ;

On calcule d'abord un a tel que :

$$\frac{C_{01} - C_{11}}{C_{22}} \sqrt{\frac{D_1}{\pi D_2}} = a \exp(a^2)$$

A l'interface UC/ W_2C supposée fixe, on calcule un nouveau coefficient C_{12} :

$$C_{12} = C_{22} + (C_{01} - C_{11}) \sqrt{\frac{D_1}{D_2}} \text{erf}(a)$$

et si $C_{12} > C_{12}^*$, la valeur du coefficient a est telle que :

$$\frac{C_{12}^* - C_{22}}{C_{22}} = a \sqrt{\pi} \text{erf}(a) \exp(a^2)$$

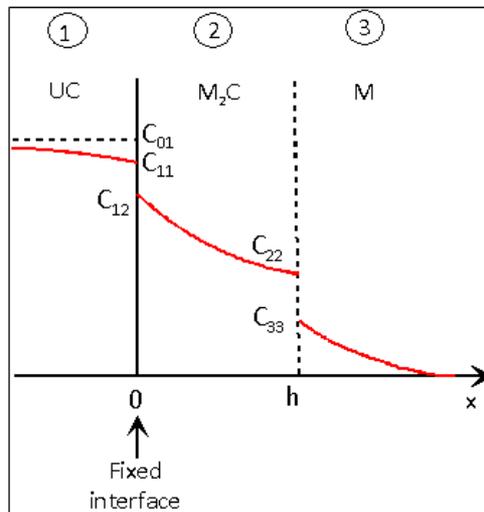


Figure 43 : concentration de carbone dans la zone d'interdiffusion UC/métal [27]

T (°C)	C11 (g/cm ³)	C12 (g/cm ³)	C22 (g/cm ³)	C12* (g/cm ³)	D ₁ (cm ² /s)	D ₂ (cm ² /s)	a
1200	0,61958	0,56150	5,391E-01	5,392E-01	2,139E-10	2,144E-13	0,0096336
1250	0,61731	0,572	5,389E-01	5,389E-01	4,027E-10	6,147E-13	0,015
1300	0,615309	0,57555	5,378E-01	5,383E-01	7,282E-10	1,648E-12	0,021558
1350	0,612916	0,88521	5,365E-01	5,377E-01	1,270E-09	4,157E-12	0,03342752
1400	0,61009	0,83327	5,349E-01	5,371E-01	2,141E-09	9,924E-12	0,04320682
1450	0,6101	0,76371	5,339E-01	5,365E-01	3,504E-09	2,252E-11	0,04930484
1500	0,60316	0,76395	5,312E-01	5,359E-01	5,575E-09	4,881E-11	0,06641483
1550	0,59909	0,73944	5,289E-01	5,352E-01	8,649E-09	1,014E-10	0,0770208
1600	0,59449	0,71994	5,263E-01	5,346E-01	1,311E-08	2,025E-10	0,08856684
1650	0,59009	0,70102	5,235E-01	5,339E-01	1,944E-08	3,902E-10	0,09933756
1700	0,58537	0,68587	5,203E-01	5,332E-01	2,825E-08	7,273E-10	0,11088463
1750	0,58066	0,66879	5,168E-01	5,325E-01	4,032E-08	1,3146E-09	0,12263177
1800	0,57577	0,65432	5,129E-01	5,318E-01	5,655E-08	2,309E-09	0,145638

Tableau 10 : Valeurs des paramètres du modèle d'Eremeev pour les températures de l'étude (données réactualisées obtenues par THERMO-CALC ou calculées par les équations précédentes)

B. Pressions de vapeur saturante du corium

Composé gazeux	Pression de vapeur saturante (en bar)
mélange total	$3,37.10^7 \times \exp\left(-\frac{57530}{T}\right)$ si $T < 2380$ K
Si	$7,43.10^5 \times \exp\left(-\frac{49080}{T}\right)$
Si ₂	$1,27.10^6 \times \exp\left(-\frac{58900}{T}\right)$
Si ₂ C	$2,085.10^4 \times \exp\left(-\frac{42300}{T}\right)$
Si ₃	$1,798.10^5 \times \exp\left(-\frac{58800}{T}\right)$
SiC ₂	$1,33.10^4 \times \exp\left(-\frac{46000}{T}\right)$
SiC	$9,48.10^5 \times \exp\left(-\frac{71200}{T}\right)$
U	$2,6.10^5 \times \exp\left(-\frac{69500}{T}\right)$
C	$9,91.10^5 \times \exp\left(-\frac{75400}{T}\right)$

Tableau 11 : Pressions de vapeur saturante (calculs THERMO-CALC du DPC)

C. Groupes de précurseurs du cœur RNR-G 2400 MW

groupe	β_i (pcm)	λ_i (s ⁻¹)
1	5,39	0,0125
2	57,42	0,0283
3	20,3	0,0425
4	49,8	0,133
5	109,8	0,292
6	45,5	0,666
7	39,36	1,63
8	19,87	3,55

Tableau 12 : groupes de neutrons retardés du concept de cœur à plaques (jeu de données CATHARE2 du GFR2400)