Études préliminaires de sûreté du réacteur à sels fondus MSFR.

Mariya Brovchenko

▶ **To cite this version:**

Mariya Brovchenko. Études préliminaires de sûreté du réacteur à sels fondus MSFR.. Physique Nucléaire Expérimentale [nucl-ex]. Université de Grenoble, 2013. Français. NNT : 2013GRENI035 . tel-00956589

HAL Id: tel-00956589

https://theses.hal.science/tel-00956589

Submitted on 6 Mar 2014

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.

UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Mécanique des fluides, Energétique, Procédés**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Mariya BROVCHENKO

Thèse dirigée par **Elsa MERLE-LUCOTTE**
et codirigée par **Daniel HEUER**

préparée au sein **du Laboratoire de Physique Subatomique et de Cosmologie de Grenoble**
et de **l'École Doctorale d'Ingénierie - Matériaux, Mécanique, Énergétique, Environnement, Procédés, Production**

Études préliminaires de sûreté du réacteur à sels fondus MSFR

Thèse soutenue publiquement le **25 octobre 2013**,
devant le jury composé de :

Gérald Rimpault
CEA, Cadarache, Président
Gilles Ban
ENSI-CAEN, Rapporteur
Giovanni Bruna
IRSN, Fontenay-aux-Roses, Rapporteur
Pascal Anzieu
CEA, Cadarache, Examinateur
Daniel Blanc
IRSN, Fontenay-aux-Roses , Examinateur
Claude Garzenne
Électricité de France, Examinateur
Elsa Merle-Lucotte
Institut Polytechnique de Grenoble, LPSC Grenoble, Directeur de thèse
Daniel Heuer
CNRS, LPSC Grenoble, Co-Directeur de thèse

Remerciements

Mieux qu'à l'oral je préfère écrire quelques lignes pour remercier les personnes qui ont participé de près ou de loin à l'accomplissement de cette modeste contribution à la science. Selon moi, un soutien technique ou moral est absolument indispensable pour un si long projet qu'on doit porter seul. Je pense avoir eu dans ma vie beaucoup de chance et la réussite de la thèse en fait partie.

Pour commencer j'aimerai remercier toutes les personnes qui ont cru en moi dès mes petits pas d'étudiante. C'est incroyablement stimulant d'être soutenue. Je pense tout d'abord à mes parents qui, malgré les difficultés et les incertitudes sur le futur, ont cru en leur fille (un peu tête en l'air à l'époque) et m'ont permis de faire mes études en France, mon pays bien aimé. Mais aussi mes enseignants, responsable du magistère, du tutorat en physique. J'ai apprécié votre enseignement et/ou votre soutien ! Tout particulièrement Fred et Christian pour m'avoir envoyée au Studienkolleg, qui était une expérience extraordinaire, et qui m'a donné une certaine confiance en moi pour toutes mes activités par la suite.

Merci encore Fred de m'avoir envoyé pour mon stage de Master 1 vers Elsa, qui m'a tellement bien accueillie que je ne voulais plus partir ! Elsa et Daniel m'ont encadrée pendant mes deux stages et ma thèse. Et pour cela je vous remercie beaucoup ! Je sais que j'ai eu de la chance avec vous ! Plus jeune, je rêvais de travailler sur un projet futuriste, comme ITER, et après avoir découvert le MSFR, je trouvais ce projet encore plus intéressant. Travailler sur un concept développé par une dizaine de personnes, fait que le projet devient le petit bébé de chacun.

Le sujet de la thèse était de travailler sur la sûreté d'un MSFR : aucune idée ce que cela implique, mais ça a l'air chouette ! Au début, certes, je n'avais aucune idée de ce que j'allais faire pendant ces trois ans. Qu'est-ce la sûreté ? Des grands discours, des rapports de centaines de pages, des calculs hyper-précis ... ? Et avec le MSFR on fait quoi ? Tant de questions et de libertés ... qu'est-ce qui pouvait me motiver plus pour ce sujet ? Peut-être aussi la sûreté des installations nucléaires elle-même, qui est pour moi personnellement une exigence fondamentale. Ne pas oublier l'enthousiasme et l'énergie d'Elsa qui accompagnent tous les - même très petits - avancements !

Un passage particulier de ce projet, comme pour la plupart des thèses je pense, était vers la fin de ma troisième année : d'une part difficile à cause de la quantité de travail et d'autre part excitant de rassembler l'ensemble des travaux et les relier par un fil rouge (qui se cachait de temps en temps). Puis, même si mon travail ne correspond pas vraiment à ce que je pensais initialement être une thèse, je suis contente du travail accompli.

Pour toute cette aventure, je tiens alors à remercier Elsa pour sa volonté, son optimisme, son énorme soutien moral et physique (surtout pendant la rédaction :) et sa confiance en moi. Je te remercie pour toutes les présentations que j'ai pu faire, toutes les activités au sein du projet européen que j'ai pu mener. C'était très stimulant d'avoir des collaborateurs en face pour échanger. Et tous tes encouragements, les enseignements, les conseils ... et je n'ai pas fini ! On gardera contact en tant qu'amie maintenant.

Je tiens à remercier Daniel, tu as une personnalité peu ordinaire, et j'ai appris beaucoup à

tes côtés au niveau technique comme au niveau humain. Tu as été un guide mais aussi un grand soutien technique. Et je trouve qu'ensemble avec Elsa, vous m'avez donné un bon cadre pour pouvoir travailler, grandir et apprendre. Soignez bien vos relations, qui sont si importantes dans le monde de la recherche.

Michel, qu'est-ce qu'on ferait sans toi ! Tu as une personnalité très apaisante et tu es une mine d'or de connaissances ! Et puis tu as un talent incomparable de rassembler les gens autour d'un bon petit faon en fondue ! Merci à Arnaud de t'être intéressé à ma thèse, c'est très stimulant, et d'avoir relu courageusement le manuscrit du début jusqu'à la toute fin ! Merci à Pablo de m'avoir donné une vision extérieure à mon travail de thèse, d'avoir partagé tes connaissances du monde de la sûreté qui est parfois compliqué ; pour ta bonne humeur au quotidien, surtout les jours où tu étais le plus fatigué. Merci à Véronique pour tes conseils et tes explications dans le domaine technique, le fonctionnement de la recherche et puis l'humain.

Je tiens à remercier Donik et Jean-Baptiste, qui ont plongé dans l'aventure d'étudier la sûreté du MSFR pendant leurs stages et ont apporté beaucoup à l'avancement du sujet. Je vous souhaite bon courage pour vos chemins en recherche ou autres !

J'aimerais alors également remercier tout le grand groupe de physique des réacteurs pour l'accueil, le soutien et les divers échanges. Sans oublier les personnes qui j'ai pu croiser comme Xavier, que je risque de recroiser bientôt je l'espère ; Pouya et Florence, dont le déroulement de nos thèses a été synchronisé ; Manuele avec qui j'ai eu un grand plaisir de travailler ensemble pendant ton séjour à Grenoble, discuter, comparer les résultats de benchmark et de puissance résiduelle. Je vous souhaite bonne chance et courage pour l'après-thèse. Et puis Axel, qui m'a bien gâtée avec ses cookies et son CPZ. Je te souhaite bonne courage pour la fin de ta thèse et pour l'après.

Finalement, je voudrais remercier toutes les personnes du laboratoire pour vos sourires, les pause-cafés, les discussions dans les couloirs et votre aide, et plus spécialement les biduliens, pour les bonnes discussions pendant le repas de midi et ailleurs.

Et bien sûr je remercie tous mes amis en dehors ou non du labo pour le soutien moral. Et mon chéri, Benjamin, à qui je dois bien plus que l'accomplissement de cette thèse.

I desire to be buried
Where the Dnipro's running by.
On this land of steppes and cherries
Bury me when I die.
Bury me that I could hear
Mighty river setting free ;
Endless fields and hill-sides near,
Splendid scapes I'd like to see.

Taras Shevchenko's "Zapovit"

Table des matières

Introduction 9

1 Contexte général **11**

1.1 Contexte des études des réacteurs de IV^{ème} génération 12
1.1.1 Motivation pour changer de sources énergétiques 12
1.1.2 Les générations de réacteurs nucléaires 16
1.1.3 Les réacteurs nucléaires de IV^{ème} génération 17
1.2 Les bases physiques 19
1.2.1 Fission et réaction en chaîne 19
1.2.2 Actinides majeurs et mineurs 20
1.2.3 Le cycle du combustible au thorium 22
1.3 Les réacteurs à sels fondus 25
1.3.1 Travaux des années 60 26
1.3.2 Études des réacteurs à sels fondus au CNRS 28
1.3.3 Concepts de réacteurs à sels fondus étudiés dans le monde 29

2 Molten Salt Fast Reactor **31**

2.1 Le concept du Molten Salt Fast Reactor 32
2.1.1 Le combustible 33
2.1.2 La couverture fertile 35
2.1.3 Les systèmes de retraitement 35
2.1.4 Le design du réacteur 37
2.1.5 Exemple d'étude du design : la protection neutronique 38
2.2 Le benchmark neutronique 42
2.2.1 Les benchmarks 42
2.2.2 Définition du benchmark neutronique du MSFR 43
2.2.3 L'outil de simulation utilisé au LPSC 45
2.2.4 Les bases de données des sections efficaces 48
2.3 Résultats du benchmark neutronique 48
2.3.1 Fraction de neutrons retardés 49
2.3.2 Criticité et flux neutronique 51
2.3.3 Coefficients thermiques de contre-réactions 56
2.3.4 Calculs d'évolution 57
2.3.5 Dégâts d'irradiation aux matériaux de structure 61
2.3.6 Comparaison des résultats entre partenaires 65
2.4 Transitoires de fonctionnement du MSFR 75
2.4.1 Principes de fonctionnement du réacteur 75
2.4.2 Modèle de cinétique point 76
2.4.3 Modèle de cinétique point par zone 78
2.4.4 Code couplant la neutronique et la thermohydraulique : COUPLE 80

2.4.5 Transitoires de pilotage 83

3 Principes de sûreté nucléaire et application au MSFR 87
3.1 État de l'art de l'approche de sûreté nucléaire 88
3.1.1 Approche probabiliste 89
3.1.2 Approche déterministe et défense en profondeur 90
3.2 Étude de sûreté d'un réacteur à combustible liquide - application au MSFR . . . 92
3.2.1 Objectifs de sûreté 92
3.2.2 Spécificités pour les réacteurs à combustible liquide 93
3.2.3 Types d'accidents classiques 95
3.2.4 Barrières de confinement : application au cas du MSFR 95
3.2.5 Généralisation des méthodologies d'étude de sûreté : ISAM 98
3.3 Approche utilisant l'analyse systémique de risque 114
3.3.1 Qu'est-ce qu'une analyse systémique de risque ? 114
3.3.2 Présentation des méthodes d'analyse 116
3.3.3 L'outil XRisk 117
3.4 Modèle et analyse systémique du MSFR 118
3.4.1 Sous système circuit combustible 119
3.4.2 Exemple d'analyses du circuit combustible 124
3.4.3 Autres sous-systèmes 125
3.4.4 Résultats préliminaires de l'analyse systémique de risque du MSFR 127

4 Évaluation de la puissance résiduelle pour le MSFR 133
4.1 Sources de puissance résiduelle 134
4.2 L'outil de calcul 135
4.2.1 Présentation de l'outil ECI 135
4.2.2 Bases de données 136
4.2.3 Validation vis à vis des produits de fission 137
4.2.4 Validation vis à vis des actinides 137
4.3 Puissance résiduelle due aux produits de fission 138
4.3.1 Influence du combustible utilisé sur la puissance résiduelle du réacteur . . 138
4.3.2 Incertitudes et sensibilité aux bases de données des rendements 140
4.3.3 Étude de la différence de puissance résiduelle des produits de fission de l'^{233}U et l'^{235}U 141
4.3.4 Puissance résiduelle des produits de fission du plutonium 144
4.3.5 Remarques et discussions 146
4.4 Puissance résiduelle dans le MSFR 147
4.4.1 Localisation de la chaleur résiduelle 147
4.4.2 Sensibilité de la puissance résiduelle aux paramètres du retraitement . . . 151
4.4.3 Sensibilité au temps de fonctionnement 153
4.4.4 Puissance résiduelle pour le démarrage avec des transuraniens 154
4.4.5 Puissance résiduelle de la couverture fertile 155
4.4.6 Contribution des produits de fission du sel combustible 156
4.4.7 Discussion sur les incertitudes de la puissance résiduelle des produits de fission du sel combustible 157

5 Analyse de sûreté de l'espace critique 159
5.1 Classification des accidents 160

5.2 Accident d'anomalies de réactivité . . . 161
5.2.1 Défaillances initiales . . . 161
5.2.2 Déroulement du transitoire . . . 166
5.2.3 Conséquences . . . 169
5.3 Perte de la source froide du circuit combustible . . . 169
5.3.1 Défaillances initiales . . . 170
5.3.2 Déroulement du transitoire . . . 171
5.3.3 Conséquences . . . 174
5.4 Perte de débit du circuit combustible . . . 174
5.4.1 Défaillances initiales . . . 175
5.4.2 Déroulement du transitoire . . . 175
5.4.3 Conséquences . . . 178
5.5 Perte totale d'alimentation électrique . . . 178
5.6 Accident de sur-refroidissement du sel combustible . . . 179
5.6.1 Défaillances initiales . . . 179
5.6.2 Déroulement du transitoire . . . 179
5.6.3 Conséquences . . . 179
5.7 Perte de sel combustible . . . 180
5.8 Conclusions . . . 181

Conclusion **183**

Annexes **187**

A Compléments sur le modèle systémique du réacteur MSFR **189**

B Étude de pré-faisabilité du système de vidange **191**

C Compléments sur la puissance émise par les produits de fission de l'^{233}U et l'^{235}U **197**

D Modélisation du retraitement du MSFR dans ERE **201**

E Transitoires d'insertion de réactivité négative **209**

F Isotopes radioactifs du terme source associé au réacteur MSFR **211**

G Comparaison de deux modèles de cinétique point d'un combustible liquide **219**

H Compléments sur le modèle du MSFR dans COUPLE **221**

Introduction

Dans un avenir assez proche, une raréfaction et un renchérissement prévisibles des combustibles fossiles ainsi qu'une inévitable et urgente limitation des émissions de gaz à effet de serre sont de nature à modifier notablement la demande énergétique et à favoriser la production d'énergie par des voies peu émettrices de CO_2. La production électronucléaire en fait indubitablement partie, même si son rôle, après l'accident de Fukushima, fait l'objet de débats. En outre, elle permettrait d'assurer sur une très longue période, plusieurs milliers d'années, une forte réduction de notre dépendance énergétique actuelle.

Depuis la réalisation d'une réaction en chaîne auto-entretenue et contrôlée dans la pile de Fermi en 1942, les réacteurs nucléaires ont connu des développements importants. Les réacteurs de $4^{\text{ème}}$ génération devront offrir la possibilité de pleinement utiliser les matières nucléaires valorisables, dont le plutonium, et de limiter, dans la durée, les quantités de radionucléides à vie longue présentes dans les déchets ultimes. Cette stratégie globale sur les ressources et déchets fait partie des options prioritaires à considérer pour l'avenir énergétique de la France. Ces réacteurs du futur devront en effet permettre une utilisation optimisée des ressources naturelles, tout en garantissant un niveau de sûreté maximal.

Les travaux réalisés durant cette thèse se placent ainsi dans le cadre de l'étude du potentiel de déploiement des réacteurs nucléaires de $4^{\text{ème}}$ génération, et plus précisément d'un réacteur à sels fondus dans une configuration innovante et encore peu étudiée, à spectre neutronique rapide, le MSFR (Molten Salt Fast Reactor). Certains avantages de ce concept concernant notamment le déploiement et la minimisation des déchets ont été mis en avant dans des études précédentes. Comme un excellent niveau de sûreté est une condition nécessaire pour le déploiement de l'énergie nucléaire, il est important de soulever la question de la sûreté de ce type de réacteur dès les premières phases de sa conception. Les résultats de ces études peuvent éventuellement montrer les limites d'un concept, ou bien guider son développement afin d'atteindre un niveau de sûreté excellent. C'est dans cette optique qu'ont été menés les travaux de cette thèse.

Le premier chapitre de cette thèse introduit le contexte général des études sur le réacteur MSFR. Y sont d'abord présentées les générations de réacteurs nucléaires et plus particulièrement la $4^{\text{ème}}$ génération. Les notions de base de physique des réacteurs, nécessaires à la compréhension de la particularité du concept étudié dans cette thèse, sont ensuite exposées. La fin de ce chapitre se focalise sur les réacteurs à sels fondus, dont une grande part de l'attractivité réside en l'état liquide du combustible, présentant quelques avantages potentiels intéressants :

- L'homogénéité du combustible permet une combustion uniforme, sans nécessiter de plans de chargement
- Tous les coefficients de contre réaction thermiques sont négatifs
- La gestion du combustible se fait par transfert fluide
- Le retraitement et la préparation du combustible peuvent se faire sans changement d'état de celui-ci

- En cas d'urgence, le combustible peut être transféré rapidement par écoulement gravitationnel vers des cuves conçues afin d'évacuer passivement la puissance résiduelle
- Le retraitement du combustible peut se faire en ligne ou en batch et donc sans nécessiter l'arrêt du réacteur. Ceci permet de ne pas avoir de réserve de réactivité.

Un bref historique des études précédentes réalisées sur des réacteurs à sels fondus conclut ainsi ce chapitre.

Le deuxième chapitre dresse tout d'abord un portrait du réacteur MSFR de référence. Comme déjà mentionné, le MSFR est un réacteur à spectre neutronique rapide, ce qui le différencie de la plupart des autres concepts de réacteurs à sels fondus étudiés jusqu'à présent. Une description plus quantitative d'une configuration du réacteur définie pour les études comparatives de neutronique dans le cadre d'un benchmark européen est ensuite introduite. La définition, les résultats de ce benchmark et leur analyse, effectués durant cette thèse, sont exposés dans la suite du chapitre pour donner au lecteur une bonne compréhension de la neutronique et de son évolution en fonction du temps de fonctionnement du réacteur. Des outils permettant des calculs de transitoires, c'est à dire de l'évolution du système d'un état initial vers un état final donnés, sont enfin présentés et quelques principes de pilotage et de contrôle du MSFR sont finalement illustrés au travers d'exemples de calculs de transitoires de fonctionnement normal.

Le troisième chapitre introduit quelques principes et notions de base de sûreté nucléaire, puis une possible application au cas du MSFR est présentée. Les difficultés de la transposition directe sur un réacteur à combustible liquide de ces notions définies initialement pour les réacteurs à combustible solide sont explicitées. En effet, si les principes de base de la sûreté nucléaire ne dépendent pas intrinsèquement du type de réacteur considéré, leur mise en application via les critères actuels de conception et de sûreté est définie pour la géométrie et la physique d'un REP. Par conséquent, une analyse systémique de risque plus générale est suggérée et une première application au cas du MSFR est présentée. La modélisation systémique du MSFR est ainsi détaillée. Elle est suivie par quelques exemples d'analyses de risque préliminaires, servant de base à la construction de familles d'accidents définies pour le MSFR, décrites et étudiées dans le chapitre 5. Parmi les phénomènes dangereux identifiés, la connaissance de la puissance résiduelle est mise en avant.

Le quatrième chapitre est dédié à une évaluation détaillée de la puissance résiduelle du MSFR. Nous commençons par le descriptif de l'outil développé et validé durant cette thèse. La sensibilité de la puissance résiduelle des produits de fission aux différents paramètres telle la matière fissile ou la base de données utilisées pour son évaluation est alors détaillée. Finalement, les calculs de la chaleur résiduelle du MSFR sont détaillés, y compris pour les sources de chaleur localisées dans les unités de retraitement et le circuit de la couverture fertile.

Enfin dans le cinquième chapitre, les familles d'accidents définies pour le MSFR sont présentées et étudiées. Des transitoires accidentels associés à ces familles d'accidents sont évalués avec les outils détaillés dans le chapitre 2, en tenant compte de la puissance résiduelle. Les défaillances initiales pouvant mener à de tels accidents sont listées et les risques liés aux conséquences sont spécifiés. Finalement, certaines études, restant à mener et nécessitant des outils de simulation plus sophistiqués tels ceux couplant la neutronique à la thermohydraulique en trois dimensions, sont mises en avant dans la perspective de futurs développements de ce concept.

1

Contexte général

Sommaire

1.1 Contexte des études des réacteurs de IV$^{\text{ème}}$ génération **12**
1.1.1 Motivation pour changer de sources énergétiques 12
1.1.2 Les générations de réacteurs nucléaires 16
1.1.3 Les réacteurs nucléaires de IV$^{\text{ème}}$ génération 17
1.2 Les bases physiques **19**
1.2.1 Fission et réaction en chaîne 19
1.2.2 Actinides majeurs et mineurs 20
1.2.3 Le cycle du combustible au thorium 22
1.3 Les réacteurs à sels fondus **25**
1.3.1 Travaux des années 60 26
1.3.2 Études des réacteurs à sels fondus au CNRS 28
1.3.3 Concepts de réacteurs à sels fondus étudiés dans le monde 29

1.1 Contexte des études des réacteurs de IV^{ème} génération

1.1.1 Motivation pour changer de sources énergétiques

L'humanité est en constant développement, souvent sans se soucier de l'impact sur l'environnement. La constante envie d'aller toujours plus loin dans la conquête de territoires, de l'espace ou du pouvoir a certes permis des progrès mais a montré également que toute évolution doit être accompagnée d'une compréhension et d'une adaptation à ce changement dans tous les domaines. Ainsi la consommation énergétique mondiale augmente sans cesse comme le montre la figure 1.1. L'utilisation des ressources les plus facilement et économiquement accessibles peut avoir des effets néfastes sur toute la planète. Conserver des conditions climatiques stables sur la terre pour la faune et la flore, mais aussi bien sûr pour l'humanité elle-même, est un enjeu actuel majeur et permettra la construction de nos lendemains.

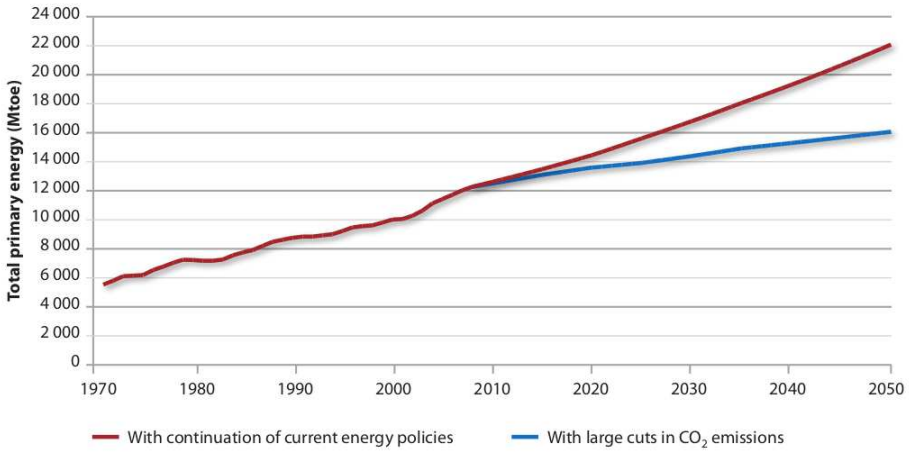

Figure 1.1: Évolution de la demande mondiale en énergie primaire de 1970 à 2050 selon deux scénarios : sans changement de la politique énergétique actuel (en rouge) et une politique de réduction d'émission du CO_2 très ambitieuse avec une utilisation plus efficace des ressources d'énergie primaires [1]

Effets des émissions de gaz à effet de serre

Il est nécessaire pour cela d'étudier les mécanismes des causes et effets des activités humaines sur l'équilibre climatique terrestre. Dans ce contexte, les gaz à effet de serre sont généralement perçus comme principaux indicateurs. Sous l'effet des activités humaines, les concentrations atmosphériques de dioxyde de carbone (CO_2), de méthane (CH_4) et de dioxyde d'azote (N_2O) se sont fortement accrues depuis 1750 (voir figure 1.2). Elles sont aujourd'hui bien supérieures aux valeurs historiques, déterminées par l'analyse de carottes de glace couvrant de nombreux millénaires. D'après le rapport du Groupe d'experts Intergouvernemental sur l'Évolution du Climat (GIEC) [2], la cause première de la hausse de la concentration de CO_2 est l'utilisation de combustibles fossiles. Il est très probable que l'augmentation observée de la concentration de CH_4 provient surtout de l'agriculture et de l'utilisation de combustibles fossiles. Quant à la hausse de la concentration de N_2O, elle est essentiellement due à l'agriculture.

Les études du GIEC modélisent, d'une part les phénomènes naturels seuls, d'autre part ceux d'origine anthropique conduisant à une variation de la température terrestre moyenne. Ces variations sont comparées à la variation de température moyenne effectivement mesurée, voir

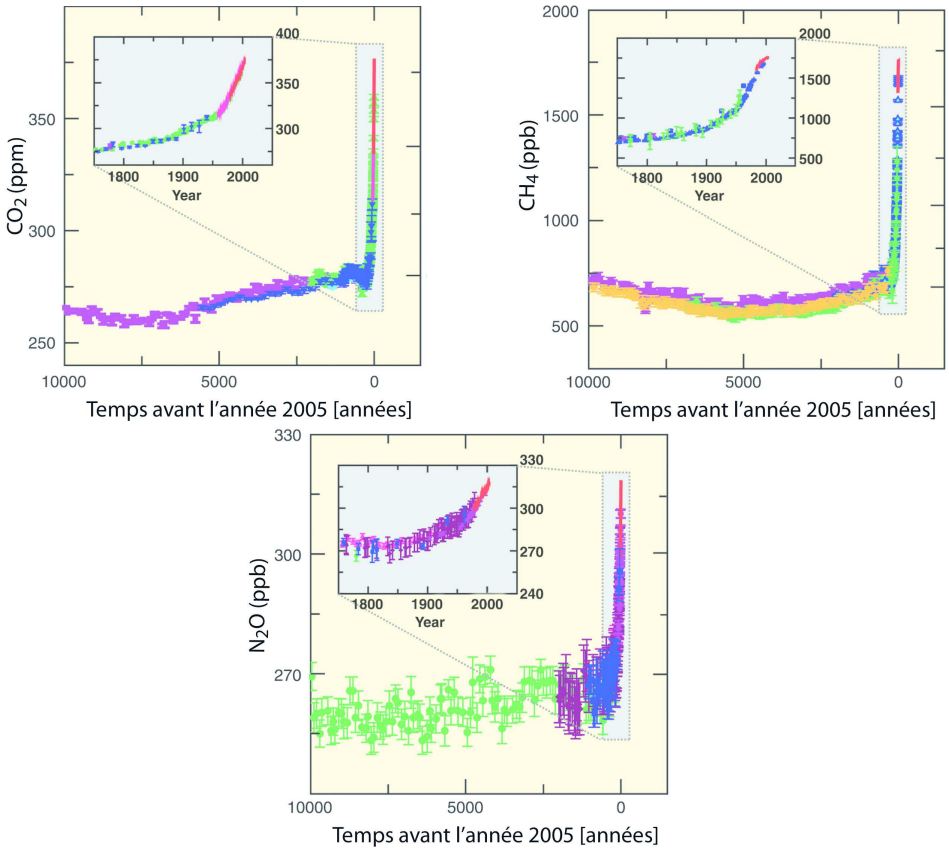

Figure 1.2: Concentrations atmosphériques de CO_2, de CH_4 et de N_2O durant les 10 000 dernières années et depuis 1750 (en médaillon). Les mesures proviennent des carottes de glace (symboles de couleurs différentes correspondant aux diverses études) et d'échantillons atmosphériques (courbes rouges), extraits du rapport de synthèse des changements climatiques 2007 du GIEC [2]

figure 1.3. Ces études ont montré que l'essentiel de l'élévation de la température moyenne du globe observée depuis le milieu du XX$^{\text{ème}}$ siècle est très probablement attribuable à la hausse des concentrations de gaz à effet de serre d'origine humaine.

Bien que l'augmentation de la température moyenne soit faible par rapport aux variations journalières et saisonnières, cette augmentation peut avoir des effets importants sur plusieurs secteurs :

- Écosystèmes : Il est probable que la résilience de nombreux écosystèmes sera annihilée durant ce siècle en raison d'une combinaison sans précédent de changements climatiques, de perturbations connexes (inondations, sécheresses, feux incontrôlés, insectes, acidification des océans, etc.) et d'autres facteurs de changement à l'échelle planétaire (changement d'affectation des terres, pollution, fragmentation des systèmes naturels, surexploitation des ressources, etc.). Cela peut également amener le risque d'extinction des espèces végétales et animales, et toucher les ressources en eau et les disponibilités alimentaires.
- Alimentation : À l'échelle mondiale, le potentiel de production alimentaire augmentera globalement pour une hausse de température moyenne de quelques degrés, mais il diminuera au-delà. Localement les effets seront différents.

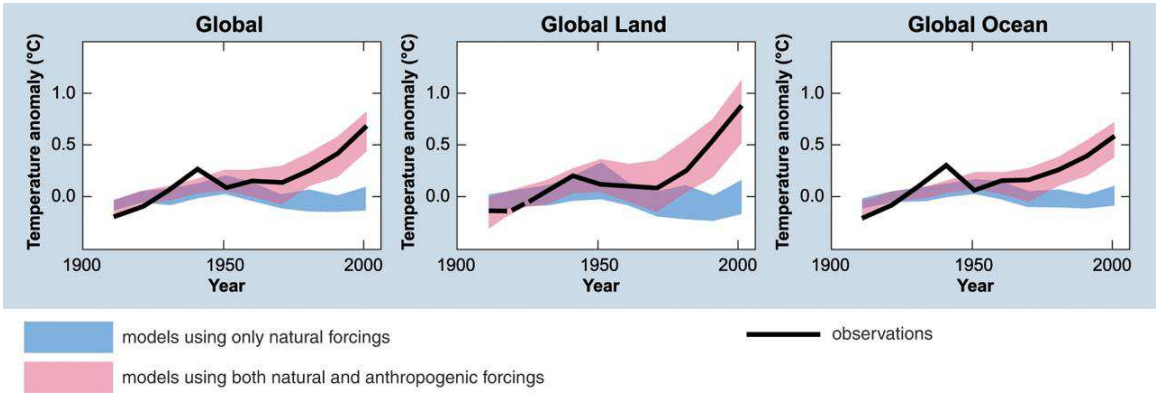

Figure 1.3: Évolution de la température moyenne de l'ensemble du globe, des terres émergées et des océans, mesurée (traits noirs), modélisation en considérant l'influence sur l'altération de l'équilibre des énergies entrantes et sortantes du système Terre-atmosphère d'origine naturelle (bleu), et d'origine humaine (rose)

- Côtes : Les côtes risquent d'être touchées par l'élévation du niveau de la mer, l'érosion et les inondations.
- Industrie, établissements humains et société : Les industries, les établissements humains et les sociétés peuvent être fortement touchés s'ils sont situés dans les plaines d'inondation côtières ou fluviales ou si leur économie est étroitement liée aux ressources sensibles aux conditions climatiques.
- Santé : Les changements climatiques auront une incidence sur l'état sanitaire à travers la malnutrition, l'augmentation du nombre de décès, de maladies et des accidents dûs à des phénomènes météorologiques extrêmes, l'aggravation des conséquences des maladies diarrhéiques, de la multiplication des affections cardiorespiratoires liées aux fortes concentrations d'ozone troposphérique dans les zones urbaines et des modifications de la distribution géographique de certaines maladies infectieuses.
- Eau : Les variations des précipitations et de la température entraîneront une modification du ruissellement et des disponibilités en eau, et une détérioration de l'approvisionnement en eau douce.

Les pays qui ont ratifié les conventions de Kyoto se sont engagés à une réduction totale d'au moins 5% de leurs émissions des gaz à effets de serre pour l'année 2012 par rapport aux émissions de 1990. Les pays en voie de développement ainsi que les États-Unis n'ont pas ratifié le protocole et donc, malgré les efforts accomplis par certains pays, les émissions des gaz à effet de serre globaux continuent à croître.

La mise en place de changements, avec pour but la réduction des émissions de gaz à effet de serre, n'est pas facile. Elle nécessite une volonté politique, un soutien de l'industrie et de chaque citoyen qui doivent se sentir responsables et concernés par les enjeux. La recherche scientifique a également un rôle important à jouer, notamment sur la question des ressources énergétiques, mais aussi de l'agriculture. Il est alors important de réfléchir, dans les deux domaines, à des solutions à court et long terme à l'échelle mondiale pouvant réduire la production de gaz à effet de serre.

Les ressources d'énergie

La question des ressources énergétiques est actuellement très débattue. Nous nous intéressons ici à une solution de demande en énergie croissante qui permettra de réduire significativement l'utilisation des énergies fossiles. Comme présentées dans la table 1.1, les émissions de gaz à effet de serre sont très différentes selon la filière énergétique. Les filières du charbon et du gaz naturel constituent les énergies fossiles à forte émission de CO_2. Le solaire, l'éolien, le stockage d'énergie, l'énergie nucléaire, la fusion... tout doit être développé afin de couvrir la demande en énergie mondiale, tout en minimisant les émissions de gaz à effet de serre et en permettant à chaque pays d'avoir accès à des sources d'énergie indépendantes.

Table 1.1: Émissions types de CO_2 de la production électrique (valeurs pour les kWh d'EDF), extrait du document [3]

Filières	**Emissions (g équivalente CO_2/kWh)**
Nucléaire	4
Hydraulique fil de l'eau	6
Hydraulique retenue	7
Éoliennes	11
Hydraulique pompage	113
Diesels	897
Charbon 600 MW (avec désulfuration)	996
Charbon 250 MW(sans désulfuration)	1036
Fioul	1080
TAC (turbine à gaz de combustion)	1200

Les réacteurs nucléaires

L'énergie nucléaire a une image plutôt négative dans la société. Le ressenti du risque nucléaire est disproportionné par rapport au risque réel (pour l'accident de Chernobyl une estimation de 2 500 à 75 000 décès par cancer pour les habitants de la partie occidentale de l'ex-URSS [4], alors que 3 645 personnes ont été tuées en France sur les routes en 2012 [5]). L'invisibilité de la radioactivité et sa dispersion à des distances très importantes, vécues lors d'accident comme celui de Chernobyl, peuvent être à l'origine de cette disproportion. Dans beaucoup de pays la technologie actuelle, proche de celle de la centrale de Fukushima-Daiichi, est critiquée par les citoyens. Néanmoins l'utilisation de l'énergie nucléaire présente beaucoup d'avantages. Quasiment sans émission de gaz à effet de serre, les centrales nucléaires peuvent suivre les variations de demande de puissance du réseau électrique. Ils pourraient donc parfaitement remplacer les centrales de type charbon ou gaz.

En dehors de la sûreté des réacteurs nucléaires, qui est difficilement comprise donc acceptable par la population, la durabilité fait également partie d'un des critères nécessaires pour pouvoir assurer la demande énergétique mondiale à long terme avec l'énergie nucléaire. En effet, le combustible nucléaire des réacteurs (^{235}U) est présent en quantité limitée dans la nature. La fraction utilisable pour les réacteurs nucléaires dépend bien sûr du facteur économique, puisque que pour un prix plus élevé par tonne d'uranium la quantité disponible est plus importante.

Les études des scénarios économiques sont alors très importantes dans ce contexte. Enfin, la problématique liée aux déchets nucléaires nécessite également des solutions acceptables pour la population.

La question qui se pose est alors : peut-on exploiter l'énergie nucléaire de façon durable et sûre ? Et peut-on en convaincre la population ? Ces questions ont poussé de nombreux états à travailler sur des concepts de réacteurs nucléaires innovants qui pourraient répondre à ces besoins.

1.1.2 Les générations de réacteurs nucléaires

Les concepts de réacteurs nucléaires ont constamment évolué au fil du temps, tout en gardant la même base de fonctionnement. Une classification par génération de réacteurs nucléaires permet ainsi de faciliter la vision globale en regroupant les différents designs de réacteurs suivant l'époque de leur développement et suivant l'avancement de leur technologie, comme présenté sur la figure 1.4.

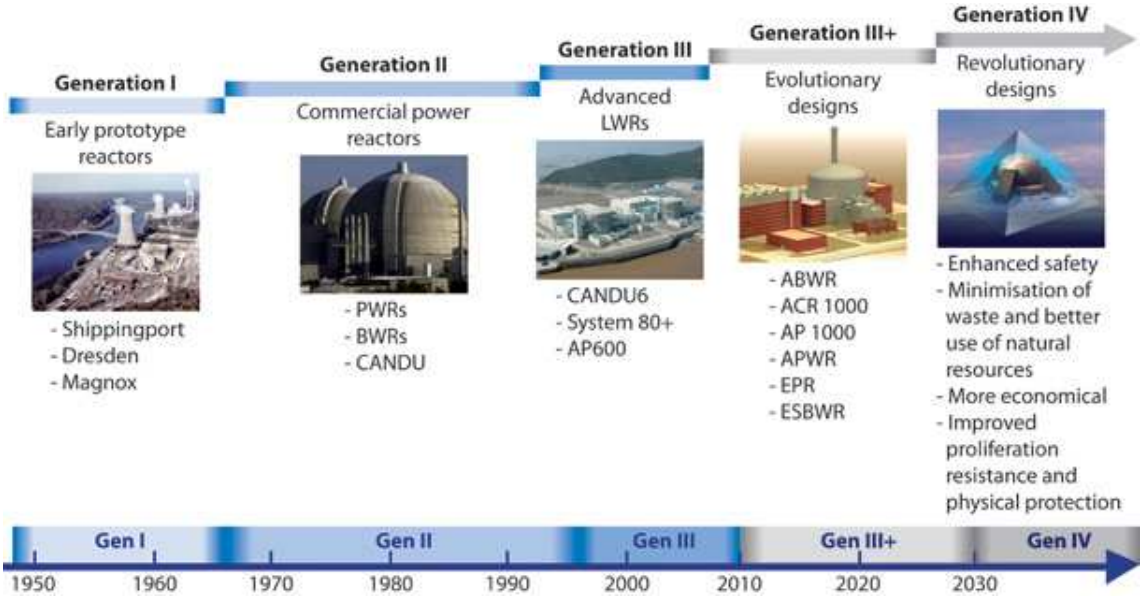

Figure 1.4: L'évolution des réacteurs nucléaires regroupés par générations [6]

Ainsi tous les premiers prototypes des années 50/60 forment la toute première génération de réacteurs nucléaires. La plupart des réacteurs fonctionnant à l'heure actuelle sont de la deuxième génération. Ce sont des concepts commercialisés de puissance comme les réacteurs à eau pressurisée (REP), les réacteurs à eau bouillante (REB), ou à eau lourde (CANDU).

Actuellement, la plupart des réacteurs à eau légère en construction dans le monde entier sont de la génération III/III+. La génération III regroupe des designs apportant des progrès remarquables sur le design du combustible, le rendement thermique et les systèmes de sûreté. Des améliorations supplémentaires notamment sur les systèmes passifs de sûreté conduisent à la conception des designs de la génération III+, actuellement en construction dans plusieurs pays, dont la France.

La génération suivante de réacteurs nucléaires devrait être très différente, voire révolutionnaire, en représentant une source d'énergie durable et en assurant un niveau de sûreté encore plus élevé, entre autres critères.

1.1.3 Les réacteurs nucléaires de IV^{ème} génération

Les chercheurs des treize pays membres du "Generation IV International Forum" ou GIF (Argentine, Brésil, Canada, Chine, Euratome, France, Japon, République de Corée, Fédération de Russie, République d'Afrique du Sud, Suisse, Grande-Bretagne et États Unis d'Amérique) travaillent ensemble pour poser les fondements des réacteurs nucléaires de IV^{ème} génération. La stratégie du GIF a tout d'abord consisté en la définition des objectifs à remplir par ces réacteurs de IV^{ème} génération.

Les points essentiels pour l'utilisation de l'énergie nucléaire de manière durable ont été définis dans quatre domaines : durabilité, économie, sûreté et fiabilité, et enfin non-prolifération et protection physique. Les nouveaux systèmes nucléaires, en cherchant à satisfaire ces objectifs, pourront acquérir des avantages sur le long terme, ce qui permettra à l'énergie nucléaire de jouer un rôle essentiel à l'échelle mondiale.

La durabilité de l'énergie nucléaire

La durabilité est définie dans le cadre de GIF comme la capacité à satisfaire les besoins de la génération actuelle tout en améliorant la capacité des générations futures à satisfaire les besoins de la société indéfiniment. Dans ce contexte, la durabilité concerne l'utilisation des ressources et la gestion des déchets nucléaires. Ces objectifs peuvent se traduire plus précisément de la façon suivante :

- avoir un effet positif sur l'environnement en remplaçant les énergies polluantes par une génération nucléaire accrue d'électricité, de chaleur et d'hydrogène
- prolonger la disponibilité du combustible nucléaire pour les siècles futurs en recyclant le combustible usé pour récupérer son potentiel énergétique restant et en convertissant la matière fertile (^{238}U ou ^{232}Th) en nouveau combustible
- simplifier grandement l'analyse scientifique et la démonstration des performances d'un stockage sûr sur le long terme (plus de 1000 ans), en réduisant la quantité des déchets radioactifs, la toxicité et la source de chaleur associées et ce de manière à pouvoir faire face à un déploiement d'énergie nucléaire plus important.

La sûreté et la fiabilité des systèmes nucléaires

Maintenir et améliorer le fonctionnement sûr et fiable est une priorité essentielle dans le développement des générations futures. De façon générale, cela concerne le fonctionnement, une meilleure gestion des accidents et une minimisation de leurs conséquences, mais aussi la protection des investissements, et un besoin moindre d'interventions hors site. Remplir ces objectifs inclut également :

- favoriser l'utilisation de dispositifs de sécurité intrinsèques, avoir des designs de réacteurs robustes et des dispositifs de sécurité transparents, ceci pouvant aussi être compris par un non-expert
- gagner la confiance du public vis-à-vis de la sûreté des centrales nucléaires.

La compétitivité économique de l'énergie nucléaire

L'objectif économique est, de façon générale, de considérer des coûts compétitifs et de diminuer les risques financiers d'un réacteur nucléaire, dont :

- atteindre un cycle économique viable à travers un nombre d'avantages innovants dans le système et le rendement du cycle du combustible, la simplification du design, l'amélioration du rendement thermique et la réduction de la taille du réacteur

- réduire le risque économique des projets nucléaires en développant des constructions utilisant des fabrications et des techniques de construction nouvelles, des designs de réacteurs modulaires, et en réduisant le risque de ruine du réacteur
- permettre également la production d'hydrogène, d'eau potable, de chauffage, ou autres produits nécessitant de l'énergie.

La protection physique et la non-prolifération

La résistance à la prolifération et la protection physique tiennent compte des moyens de contrôle et de sécurisation des matières nucléaires et des installations nucléaires, dont l'objectif peut se résumer à :

- fournir une résistance à la prolifération continue et effective à travers des dispositifs dans le design et autres mesures
- augmenter la protection physique contre le terrorisme en augmentant la robustesse des nouvelles installations.

Après définition des objectifs, le GIF a étudié des centaines de systèmes, parmi lesquels six ont été sélectionnés pour des études approfondies. Ces systèmes de IV$^{\text{ème}}$ génération, destinés à répondre aux besoins d'un large éventail de nations et d'utilisateurs sont :

⇒ Gas-cooled fast reactor (GFR) : en spectre neutronique rapide, refroidi à l'hélium avec recyclage du combustible

⇒ Lead-cooled fast reactor (LFR) : en spectre neutronique rapide, refroidi au plomb/bismuth à l'eutectique, avec recyclage de combustible et conversion d'uranium fertile efficace avec possibilité de gestion des actinides

⇒ Molten salt reactor (MSR) : en spectre neutronique rapide en cycle thorium, les noyaux lourds sont dissous dans un mélange de sels fondus servant également de caloporteur, avec un cycle de recyclage d'actinides complet (voir figure 1.5)

⇒ Supercritical-water-cooled reactor (SCWR) : en spectre neutronique thermique, refroidi à eau au dessus du point thermodynamique critique de l'eau, à haute température, sous haute pression

⇒ Sodium-cooled fast reactor (SFR) : en spectre neutronique rapide, refroidi au sodium, avec recyclage du combustible, conversion efficace de l'uranium fertile et gestion efficace des actinides

⇒ Very-high-temperature reactor (VHTR) : en spectre neutronique thermique, modéré au graphite, refroidi à l'hélium sans recyclage du combustible.

Parmi les objectifs retenus par le GIF, la durabilité et plus précisément la minimisation des déchets nucléaires nécessite un réacteur opérant en spectre neutronique rapide. Dans le paragraphe 1.2, nous expliquons plus fondamentalement l'origine de cette contrainte. Pour l'instant, remarquons simplement que la plupart des réacteurs de IV$^{\text{ème}}$ génération sont effectivement basés sur un spectre neutronique rapide. De plus, le SFR, le LFR et le MSR permettent une conversion efficace de la matière fertile (du thorium ou de l'uranium fertile) en combustible, et sont qualifiés de réacteurs régénérateurs : ils peuvent produire autant de combustible qu'ils en consomment. Le MSR a la particularité d'être conçu pour le cycle thorium et avoir le combustible sous forme liquide en fonctionnement normal.

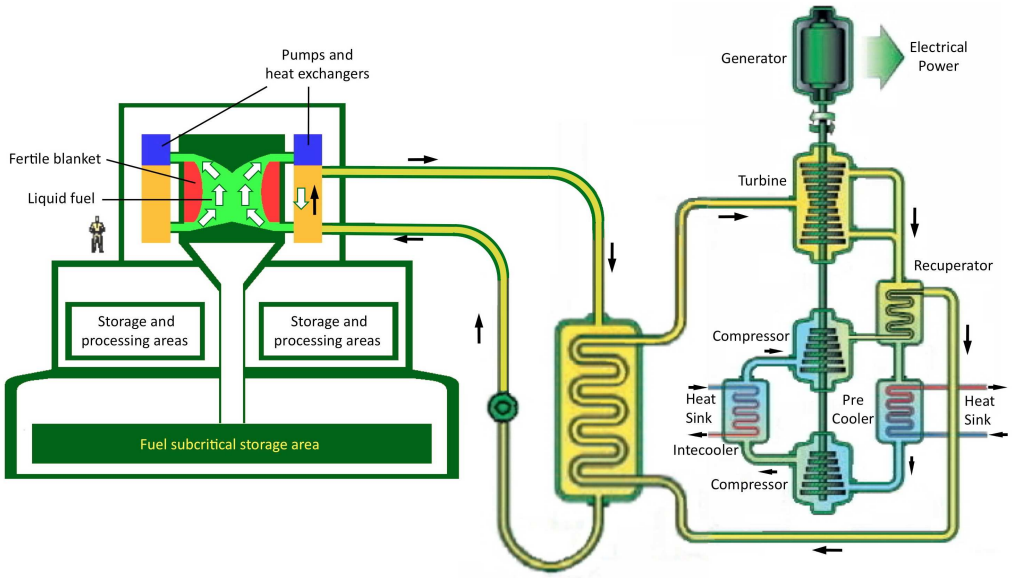

Figure 1.5: Réacteur à sels fondus de IV$^{\text{ème}}$ génération

1.2 Les bases physiques

Dans cette partie, nous expliquons les bases des réactions nucléaires nécessaires pour la compréhension du fonctionnement des réacteurs actuels et des nouveaux concepts qui cherchent à satisfaire les critères d'une énergie nucléaire durable. Pour cela, nous partons de la base même d'un réacteur nucléaire : la fission.

1.2.1 Fission et réaction en chaîne

Le processus de fission peut être spontané ou bien induit par une particule incidente. Les noyaux fissionnant par bombardement de neutrons, quelle que soit l'énergie du neutron, sont appelés noyaux fissiles. La capture de neutron sur un noyau fissile conduit alors à la création d'un noyau lourd composé, qui est instable et se scinde en deux fragments plus légers, voir le schéma 1.6. La fission est majoritairement binaire, mais dans des cas particuliers une fission ternaire (scission en trois fragments) peut également se produire. La plupart du temps, un des fragments de fission est significativement plus lourd que l'autre.

Les noyaux lourds tel l'^{235}U sont riches en neutrons (nombre de neutrons N=143, nombre de protons Z=92). En regardant la figure 1.7, sur laquelle est représentée la vallée de stabilité, nous pouvons observer que les noyaux stables (en noir), et radioactifs (bleu et vert selon leur durée de vie) ne suivent pas la ligne médiane (Z=N) pour laquelle le nombre de protons correspond à celui des neutrons mais ils s'en éloignent de plus en plus avec Z. Ainsi les noyaux lourds ont une proportion importante de neutrons par rapport aux protons et les noyaux plus légers avec cette même proportion (courbe rouge) sont d'autant plus instables. Les neutrons excédentaires, en général 2 ou 3, sont alors émis lors de la fission, ce qui diminue la proportion des neutrons par rapport aux protons des fragments de fission.

Ces neutrons peuvent à leur tour rencontrer des noyaux fissiles et induire une nouvelle fission. Dans les réacteurs nucléaires nous cherchons à contrôler ces réactions afin qu'en moyenne

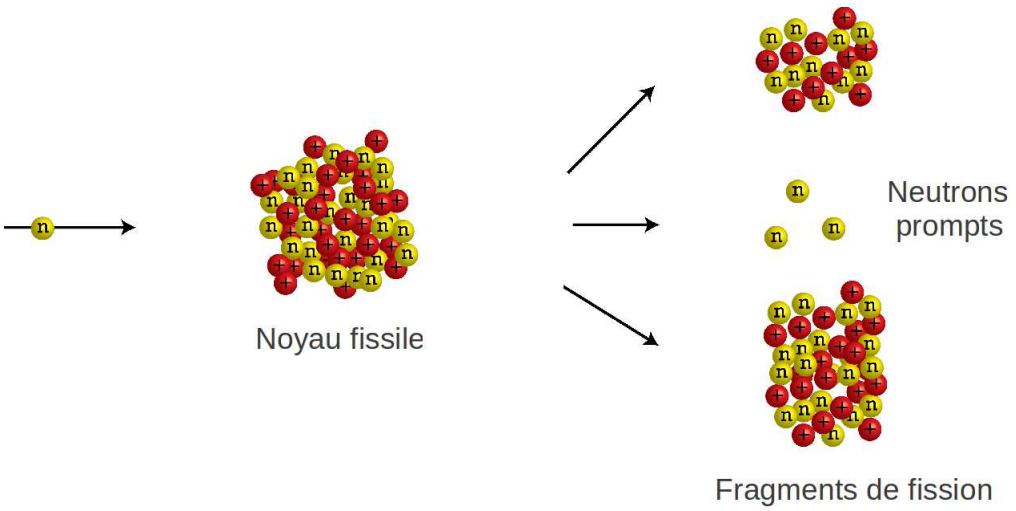

Figure 1.6: Fission induite par neutron produisant des fragments de fission et des neutrons prompts

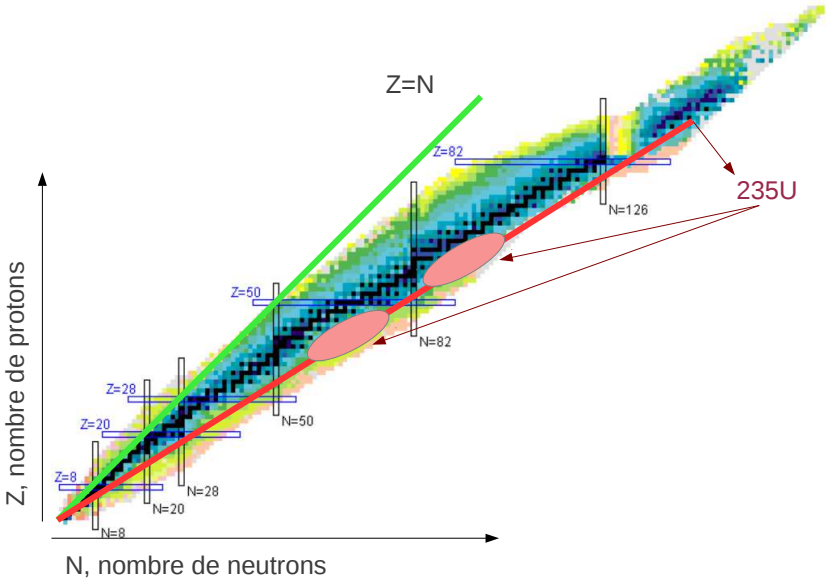

Figure 1.7: Carte des nucléides (Z, N) avec la représentation de la vallée de stabilité : les noyaux stables en noir, et les noyaux instables en bleu, vert, jaune avec une durée de vie décroissante ; une représentation schématique de la fission de l'^{235}U

un seul de ces neutrons émis induise une autre fission. Le maintien d'un taux de fissions constant sans s'éteindre ni s'accélérer s'appelle **la réaction en chaîne stable**.

1.2.2 Actinides majeurs et mineurs

Dans un réacteur nucléaire de type REP sont présents non seulement les noyaux fissiles d'^{235}U, mais également de l'^{238}U en grande quantité. Ce dernier n'est pas fissile, mais il capture les neutrons en se transformant en noyaux plus lourds. Suite à cette capture, du ^{239}Pu, également noyau fissile, est produit en grande quantité suivant l'équation 1.1.

$$^{238}\mathrm{U} + \mathrm{n} \Rightarrow {}^{239}\mathrm{U} \xrightarrow{\beta^- \text{ (23.5 min)}} {}^{239}\mathrm{Np} \xrightarrow{\beta^- \text{ (2,3 jours)}} {}^{239}\mathrm{Pu} \tag{1.1}$$

Ce plutonium est d'ailleurs responsable d'environ 40 % du taux de fissions moyen dans un REP utilisant du combustible UOX (uranium oxide) [7].

Les captures de neutrons successives à partir de l'^{238}U mènent à la production de noyaux encore plus lourds comme l'américium (Z=95), le curium (Z=96) et d'autres noyaux plus lourds en quantité moindre. Ces noyaux sont nommés de façon générique actinides mineurs, car présents en faible quantité par rapport à l'uranium et le plutonium, qui sont les actinides majeurs. Ainsi, à la décharge du combustible usé d'un REP, nous retrouvons une composition des actinides telle celle détaillée dans la table 1.2.

Table 1.2: Actinides présents au chargement et au déchargement (quantités en kg/TWh$_{\text{électrique}}$) d'un REP pour un taux de combustion de 33 000 MWj/t avec un enrichissement en ^{235}U de 3,5 % et après un refroidissement de 3 ans [8]

Noyaux Lourds	Masse initiale	Masse finale	Bilan
^{234}U	0	0,9	0,9
^{235}U	136	40	-96
^{236}U	0	16,4	16,4
^{238}U	3757	3661	-96
^{237}Np	0	1,6	1,6
^{238}Pu	0	0,6	0,6
^{239}Pu	0	22,3	22,3
^{240}Pu	0	8,6	8,6
^{241}Pu	0	4,6	4,6
^{242}Pu	0	1,9	1,9
^{241}Am	0	0,8	0,8
^{243}Am	0	0,4	0,4
^{244}Cm	0	0,09	0,09
^{245}Cm	0	0,01	0,01

Le plutonium, contenant certains isotopes fissiles, peut être séparé des autres éléments et utilisé comme combustible par différents types de réacteurs, dont les REP via le combustible MOX (mixed oxides). Cela se fait encore relativement peu par rapport au stock mondial de plutonium accumulé, considéré comme déchet nucléaire par certains pays.

Les actinides mineurs sont actuellement tous considérés comme déchets. La plupart ont des durées de vie très longues, ce qui implique une gestion complexe. Des études sont en cours pour utiliser les actinides dans des réacteurs en vue de produire de l'énergie. Par contre, s'ils ne sont pas valorisables, ils pourront nécessiter un stockage géologique profond.

Dans le premier cas, la quantité d'actinides peut alors être réduite, en utilisant un spectre neutronique rapide qui permet leur incinération. Cet effet peut être expliqué tout naturellement en regardant les sections efficaces de capture et de fission de la figure 1.8. Les neutrons rapides sont produits directement lors de la fission ($< E_n > \sim$ 2 MeV). Les neutrons dits thermiques sont ralentis par un modérateur (par exemple eau ou graphite) afin de les mettre en équilibre thermique avec la matière dans laquelle ils diffusent ($E_n \sim$ 0,025 eV à 20°C). La réaction de

capture des actinides mineurs est dominante, au moins d'un facteur 100, par rapport à celle de fission pour les énergies de neutrons inférieures à quelques MeV (spectre neutronique thermique). Pour des neutrons rapides, la fission devient beaucoup plus importante que la capture. L'incinération des actinides mineurs n'est ainsi possible que dans les réacteurs à spectre neutronique rapide.

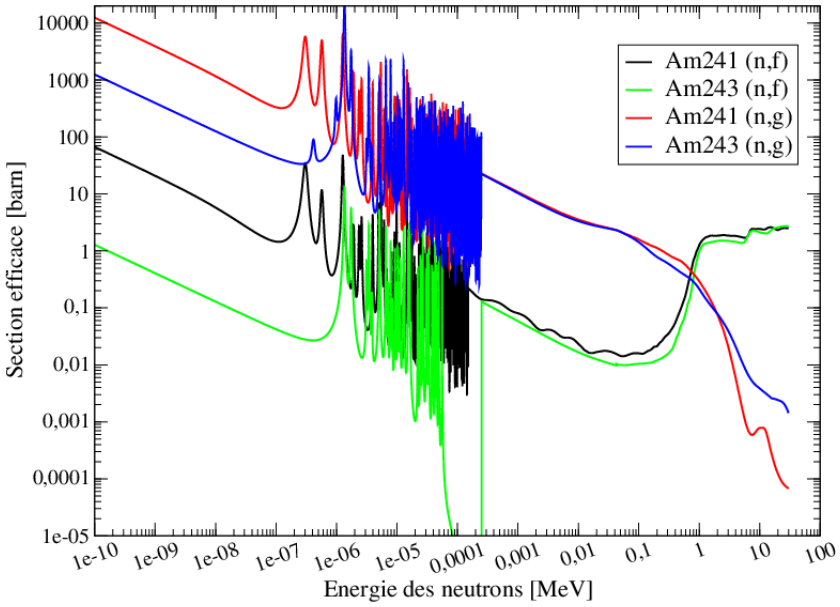

Figure 1.8: Sections efficaces de capture et de fission de l'^{241}Am et de l'^{243}Am extraites de la base ENDF-B.VII

1.2.3 Le cycle du combustible au thorium

Comme mentionné précédemment, les réacteurs pouvant produire de la matière fissile en quantité équivalente à la quantité de combustible consommé sont appelés régénérateurs. Ceux qui produisent du plutonium à partir de l'uranium fonctionnent en cycle dit "uranium/plutonium" ou plus simplement uranium, avec les réactions associées de l'équation 1.1.

Il existe un second cycle du combustible pouvant produire de la matière fissile appelé cycle thorium (ou Th/^{233}U). L'^{233}U est produit par la réaction suivante :

$$^{232}\mathrm{Th} + \mathrm{n} \Rightarrow {}^{233}\mathrm{Th} \xrightarrow{\beta^- \text{ (22,3 min)}} {}^{233}\mathrm{Pa} \xrightarrow{\beta^- \text{ (27 jours)}} {}^{233}\mathrm{U} \tag{1.2}$$

Le ^{233}Th créé suite à la capture sur le ^{232}Th a une période de 22 min et décroit par le processus β^- en protactinium. Le ^{233}Pa a une période de 27 jours. Cette période étant relativement importante, le protactinium peut capturer des neutrons avant de décroître limitant la production de la matière fissile. Cet effet est important uniquement pour les réacteurs à spectre neutronique thermique.

Les réactions menant du noyau fertile vers le noyau fissile pour les deux cycles régénérateurs sont représentées sur la figure 1.9. Remarquons qu'il existe une autre différence due au noyau de départ : le ^{232}Th est un noyau plus léger que l'^{238}U, donc la production des noyaux lourds posant des problèmes actuellement au niveau de la gestion des déchets nucléaires à long terme (Np, Am, Cm,...) est moindre.

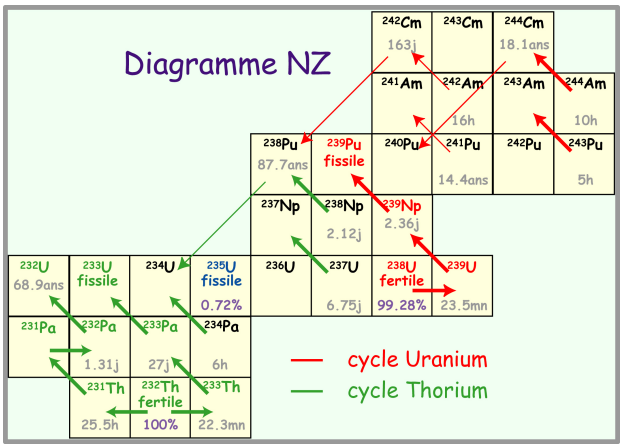

Figure 1.9: Carte de nucléides (Z,N) avec la signalisation des réactions des cycles uranium/plutonium et thorium/uranium, ainsi que quelques autres réactions principales de ces cycles

En cycle uranium comme en cycle thorium, la régénération dépend fortement du spectre des neutrons du réacteur. Un paramètre représentatif et intrinsèque à chaque cycle est le nombre de neutrons moyen restant après la régénération N_d. La fission considérée produit ν neutrons, dont $1 + \alpha = 1 + \frac{\sigma_{capture}}{\sigma_{fission}}$ sont nécessaires pour maintenir la réaction en chaîne. De plus, des noyaux fissiles ainsi disparus par capture ou fission doivent être remplacés (condition de régénération). Nous avons alors besoin à nouveau de $(1 + \alpha)$ neutrons capturés par des noyaux fertiles se transformant en noyaux fissiles. Le paramètre étudié est alors $N_d = \nu - 2 \cdot (1 + \alpha)$. Il reste donc N_d neutrons disponibles qui seront soit perdus (fuites, captures stériles) et qui ne serviront donc pas à la production de matière fissile, soit utilisés pour la surgénération.

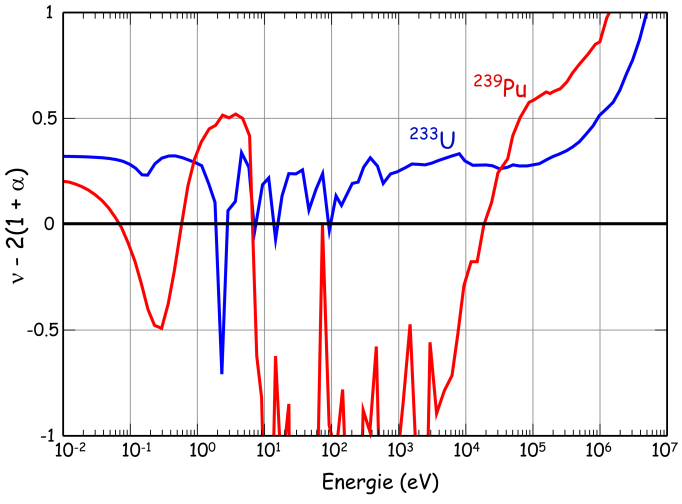

Figure 1.10: Neutrons disponibles après l'enclenchement de la réaction en chaîne pour la régénération du fissile dans les cycles uranium/plutonium (en rouge) et thorium/uranium (en bleu)

Comme nous pouvons le voir sur la figure 1.10, le cycle thorium peut être régénérateur en spectre neutronique thermique ainsi que rapide, alors que le cycle d'uranium ne peut être

régénérateur qu'en spectre rapide.

En ce qui concerne les réserves naturelles de matière fertile, l'uranium naturel ainsi que le thorium sont présents en grande quantité sur terre : 7 000 milliers de tonnes < 260 \$/kgU [3], le thorium étant estimé être 3 à 4 fois plus abondant que l'uranium. De plus, certains pays comme la France possèdent déjà des stocks de matière : de l'uranium appauvri et du thorium issus des extractions de certains éléments comme les terres rares par exemple (uranium appauvri 272 000 tonnes, thorium 9 400 tonnes [9]).

Résistance à la prolifération

La résistance à la prolifération est un des objectifs d'un réacteur de IV$^{\text{ème}}$ génération. La méthode d'analyse de la résistance à la prolifération développée par INPRO (International Project on Innovative Nuclear Reactors and Fuel Cycles [10]) repose sur les caractéristiques intrinsèques d'un système nucléaire mais dépend aussi du pays dans le quel le système est exploité. D'une part, la résistance à la prolifération doit prendre en compte les risques de vol ponctuels de matière fissile pour fabriquer une bombe. D'autre part, le design du réacteur doit assurer qu'un temps long et des efforts importants sont nécessaires pour qu'un pays ou un groupe de personnes puisse détourner une installation civile vers un programme de fabrication d'armes, augmentant ainsi la probabilité de détection de telles activités.

Il est également possible de considérer un cycle du combustible seul, sans design de réacteur associé. Une étude comparative entre le cycle du combustible au thorium et à l'uranium a été menée par l'INPRO, décrite dans [10]. Les caractéristiques intrinsèques d'un cycle du combustible sont étudiées pour toutes les phases de : fabrication du combustible, fonctionnement du réacteur, retraitement du combustible usé et stockage des déchets. Les caractéristiques étudiées sont :

- le contenu isotopique de la matière nucléaire,
- la forme chimique,
- les rayonnements et la chaleur émis,
- l'émission spontanée de neutrons,
- la masse des actinides,
- l'accessibilité pour l'inspection.

Le cycle thorium a des points forts et des points faibles en terme de résistance à la prolifération. Ainsi la masse critique associée à une sphère métallique nue l'^{233}U est de 16,5 kg, comparée à 10,2 kg pour le ^{239}Pu ou 47,9 kg pour l'^{235}U.

Parmi d'autres réactions nucléaires, le ^{232}Th fait une réaction (n,2n) avec le neutron incident, dont la section efficace dépend bien sûr de l'énergie du neutron. Comme nous pouvons voir sur la figure 1.9, cette réaction mène à la production d'^{232}U. Avec une durée de vie relativement longue de 69 ans, la chaîne de décroissance de ce noyau possède une source de gamma très énergétique de 2,6 MeV, voir figure 1.11. Ainsi, la détection d'un tel gamma permettra de suivre et contrôler la matière fissile. De plus, la radiotoxicité associée à cette émission est suffisamment importante pour contraindre la manipulation directe du combustible produit. Du fait de la fission spontanée de l'^{232}U et de l'émission de neutrons associée, la fabrication d'armes serait donc considérablement complexifiée.

Dans cette étude de l'INPRO sur les deux cycles de combustible, l'utilisation du combustible en cycle ouvert a été considérée, c'est-à-dire sans réutilisation du combustible usé, ainsi

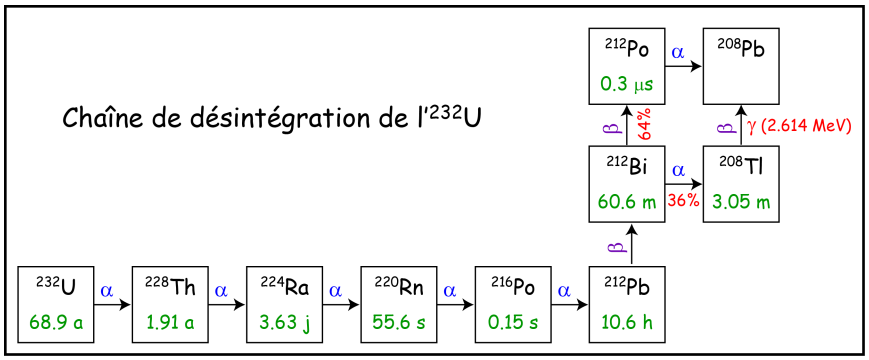

Figure 1.11: Chaîne de décroissance de l'isotope ^{232}U avec émission d'un gamma de 2,6 MeV

qu'en cycle fermé dans des réacteurs régénérateurs. Pour le cycle ouvert du combustible, aucun avantage d'un cycle par rapport à l'autre n'a pu être retenu. Pour le cycle fermé, les spectres de réacteurs régénérateurs utilisés étaient thermiques pour le cycle thorium et rapide pour le cycle uranium. La conclusion de cette étude indiquait que le cycle thorium est comparable, vis-à-vis de l'inhibition de la prolifération, au cycle uranium pour un réacteur régénérateur.

Cette étude montre donc une tendance rassurante concernant l'aspect de non-prolifération dans les réacteurs à sels fondus. Comme mentionné précédemment, le concept de réacteur à sels fondus retenu par le GIF est en cycle thorium et en spectre neutronique rapide. Le passage en spectre rapide du cycle thorium ne peut qu'augmenter la quantité d'^{232}U produit et ainsi éventuellement améliorer la résistance à la prolifération. Néanmoins, une étude complète de la résistance à la prolifération est nécessaire pour un design de réacteur donné.

Ce cycle thorium peut, entre autres, être utilisé dans un réacteur à sels fondus. C'est l'étude d'un concept bien précis de ce type de réacteur qui fait l'objet de cette thèse. Avant d'introduire ce réacteur par un bref bilan historique, mentionnons d'abord que de nombreuses études portent sur la possibilité d'utiliser le cycle thorium dans les réacteurs actuels de type REP, REB et CANDU. Ainsi, le savoir faire associé à ce type de réacteur peut être réutilisé. Il existe pourtant une grande différence entre l'utilisation du thorium dans des réacteurs à combustible solide et dans un réacteur à sels fondus, liée à la fabrication du combustible et au retraitement associés.

1.3 Les réacteurs à sels fondus

En comparaison à la majorité des concepts de réacteurs nucléaires, les réacteurs à sels fondus possèdent quelques caractéristiques très spécifiques, parmi lesquelles :

- la gestion du combustible se fait par transfert de fluide,
- l'homogénéité du combustible permet une combustion uniforme, sans nécessiter de plans de chargement,
- le traitement et la préparation du combustible se font sans changement d'état de celui-ci,
- l'extraction des produits de fission et l'alimentation en noyaux lourds peut se faire en ligne ou en batch, sans nécessiter d'arrêt du réacteur ni de réserve de réactivité,
- la souplesse de retraitement permet l'utilisation de différents types de combustible, contenant comme matière fissile de l'^{233}U et/ou de l'^{235}U et/ou des transuraniens produits actuellement,

- la forme chimique du combustible est stable mais certains éléments chimiques particuliers, dont le plutonium, ont des solubilités limitées,
- la température du fluide combustible est élevée, ce qui permet d'atteindre un bon rendement thermodynamique,
- les matériaux des pompes, des échangeurs et des éléments de structure doivent être conçus pour supporter l'écoulement du sel à haute température, en tenant compte des risques d'abrasion/érosion, ainsi que des dégâts d'irradiation, et peut rendre le sel corrosif en absence de contrôle de sa composition chimique,
- le design des pompes et des échangeurs de chaleur est à concevoir, ce qui implique des défis et des éventuelles difficultés technologiques,
- le confinement du sel combustible est une question de sûreté importante : il doit être assuré par l'ensemble des systèmes dans les circuits en contact avec celui-ci,
- il est possible d'atteindre en cœur de très fortes densités de puissance sans pression interne élevée, et donc sans contraintes importantes sur les éléments de structure,
- si nécessaire, le combustible peut être transféré rapidement par écoulement gravitationnel vers des cuves conçues pour évacuer passivement la puissance résiduelle,
- l'accident de fusion du cœur, tel que connu pour des réacteurs à combustible solide, ne peut pas avoir lieu ; par contre, à des températures supérieures à 1300°C une augmentation de pression de vapeur peut conduire à l'augmentation de pression pouvant mettre en danger le confinement,
- le très faible retour d'expérience, combiné aux spécificités des réacteurs à sels fondus, rendra difficile le processus de licence et la réglementation pour ce type de réacteurs.

Les expériences menées des années 1950 à 1970 à l'Oak Ridge National Laboratory (ORNL) au Tennessee constituent principalement le seul retour d'expérience existant sur les réacteurs à sels fondus. C'est à ORNL que le concept de réacteur à sel fondu a été imaginé.

1.3.1 Travaux des années 60

Le premier réacteur à sels fondus expérimental était issu d'un programme militaire américain sur la propulsion des avions qui a conduit à l'Aircraft Reactor Experiment (ARE) en 1954. Ce réacteur de 2,5 MW_{th} a fonctionné de manière satisfaisante durant une centaine d'heures, sans jamais voler. La poursuite de ces travaux a mené à la mise en service du Molten Salt Reactor Experiment (MSRE) de 8 MW_{th}, présenté sur la figure 1.12. Ce réacteur, basé sur un sel de fluorure de lithium, de béryllium et de zirconium, a fonctionné avec de l'uranium enrichi à 30% (1965-1968), puis de l'^{233}U (1968-1969) et enfin du plutonium en 1969. L'élément fertile, se présentant sous la forme de ThF_4, pouvait être soit dissous dans le sel combustible lui même soit dans une couverture séparée de même composition. Le modérateur était constitué d'un assemblage central de canaux en graphite dans lequel le sel circulait.

L'objectif du MSRE était de concevoir un réacteur en spectre thermique surrégénérateur produisant de l'énergie et permettant une autonomie de ressource pour les États-Unis. Il a été construit à des fins de test de type de combustible, de matériaux et matériels, de mise au point de systèmes de maintenance et surtout de collecte d'informations. Le réacteur vers lequel les travaux de conception se sont ensuite engagés est le réacteur industriel MSBR (Molten Salt Breeder Reactor). Celui-ci n'a jamais dépassé le stade de la conception. L'essentiel du retour d'expérience

dont nous disposons aujourd'hui est basé sur les connaissances acquises lors de la construction et de l'exploitation du MSRE et des développements techniques ultérieurs qui en ont découlés en vue de passer à l'étape du MSBR, comme les nombreux rapports d'ORNL peuvent en témoigner. Nous donnons ici un bref aperçu des points du retour d'expérience les plus importants.

La description complète du réacteur figure dans le rapport ORNL-TM-728 [11]. Les parties métalliques étaient en Hastelloy N (dénommé à l'époque INOR 8) et le design était conçu pour une limite à 3,5 bars et 700°C. La cuve de confinement comportait la zone de production d'énergie où se trouvaient les canaux de graphite, la seule pompe du circuit combustible et l'échangeur thermique. Un système de bouchon cristallisé "freeze valve" servait de mécanisme de séparation de la zone cœur et de la zone de stockage. Le sel intermédiaire était un mélange LiF-BeF2, le même que pour le sel de lavage. L'échangeur thermique sel combustible/sel intermédiaire était un échangeur à tubes. La source froide était à l'air. Bien que le réacteur était muni de barres de contrôle, destinées à gérer les démarrages et les tests essentiellement, la puissance du réacteur était gérée par la régulation du radiateur, soit donc par la demande.

Les premiers essais ont montré que le réacteur pouvait fonctionner à des températures supérieures à 650°C sans corrosion notable des matériaux, que le combustible était stable, le comportement des équipements satisfaisant et des réparations ou remplacements réalisables. Les essais avec l'^{233}U ont montré que les réactions du réacteur étaient conformes aux prévisions et que le réacteur se comportait comme un système stabilisé retournant rapidement à sa puissance nominale après un transitoire imposé, la stabilité étant bien meilleure à forte puissance (8 MW_{th}) qu'à faible puissance.

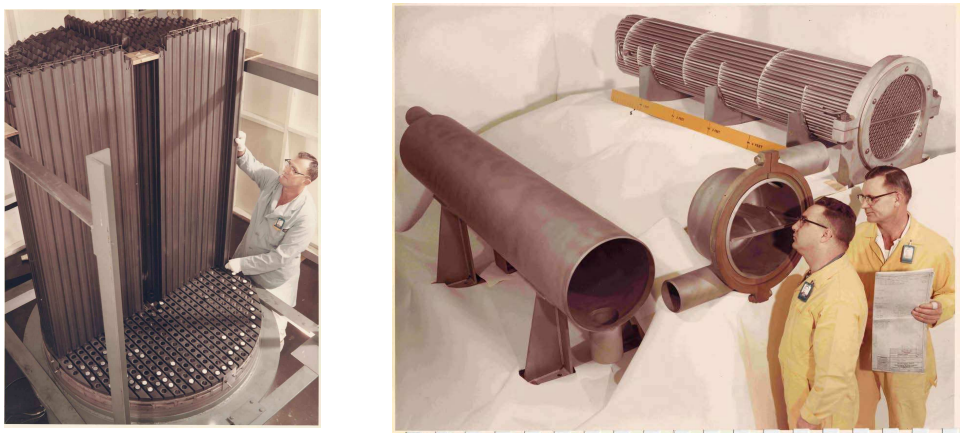

Figure 1.12: A gauche : la structure du cœur en graphite du réacteur du MSRE, à droite : les échangeurs de chaleur

La surveillance de la corrosion s'est faite tout au long de la vie du réacteur. Le taux de chrome, issu des parois métalliques (en Hastelloy N) en contact avec le sel, ainsi que le taux d'oxygène reflétant l'état interne du réacteur, ont été surveillés. Les trois premières années ont fait passer le taux de chrome de 38 ppm environ à 80 ppm, ce qui correspond, en supposant la corrosion généralisée et non ponctuelle, à une attaque de 8 microns de profondeur. Quant au taux d'oxygène, il est resté très bas (50 à 60 ppm) alors que la valeur maximale tolérable pour le MSRE était de 700 ppm. C'est sans doute la grande qualité des procédures mises en œuvre qui

a permis de garder un tel niveau malgré toutes les interventions effectuées sur les circuits.

L'expérience MSRE a permis la mise en évidence des problèmes liés à la gestion des deux types de produits de fission qui ne restent pas dissous dans les fluorures. Dans le cas des gaz, on peut soit avoir échappement et dépôt dans d'autres zones des éléments présents dans leur chaîne de décroissance (Rb, Sr, Y, Cs, Ba). Dans le cas des éléments présents à l'état métallique (métaux nobles comme Nb, Mo, Tc, Ru, Sb et Te), il se produit un dépôt direct sur toutes les parois. Dans le cas du MSRE, le dégazage utilisé dans le corps de la pompe permettait une très nette amélioration de la gestion de gaz de fission mais ne permettait pas de retirer efficacement les éléments métalliques. Des études pour introduire un système de bullage en ligne ont été entreprises par la suite dans les développements axés sur un réacteur de puissance.

L'expérience a aussi démontré le bon comportement des systèmes avec portion de sel cristallisé ("freeze valves" ou "freeze flanges"). Ce sont des systèmes utilisant la cristallisation du sel pour créer une barrière locale vis-à-vis du sel liquide. Les "freeze valves" sont des zones de tuyauterie alternativement chauffées ou refroidies selon que l'on veut ouvrir ou fermer le passage. Ces systèmes sont efficaces mais lents, surtout au refroidissement. Pour le MSRE, seuls des systèmes actifs avaient été mis en œuvre pour les actions d'ouverture de circuit.

Enfin, l'expérience a montré la nécessité et l'efficacité du contrôle du potentiel redox basé sur le maintien d'un rapport U^{4+}/U^{3+} de l'ordre de 60. Cette nécessité est apparue au cours de l'exploitation du réacteur, quand les acteurs du MSRE se sont aperçus que le rapport était plutôt de l'ordre de 1500 à 2000. Des ajouts de Be sous forme métallique ont alors été effectués pour compenser les dérives du rapport U^{4+}/U^{3+}. De la même manière sont apparues toute une série d'études relatives aux méthodes de mesures de ce rapport (réduction chimique, analyse spectroscopique, analyse électrochimique) pour préparer les futurs contrôles du MSBR et piloter les boucles de sels dédiées à l'étude de la corrosion.

Les démarches de sûreté mises en place lors du programme MSRE sont très directement liées aux détails du design du réacteur et du bâtiment et elles correspondent aux normes et à la situation de l'époque. Aucune relation d'événement conséquent n'est rapportée.

Le succès de ce réacteur a justifié l'étude d'un réacteur surgénérateur de puissance en cycle thorium et associé à une unité de retraitement pour extraire les produits de fission en ligne, le MSBR. Alors que le concept semblait prometteur, les études furent définitivement arrêtées en 1976. Les études sur ce type de réacteurs sont reprises dès les années 80 aussi bien au Japon, qu'en France avec la poursuite des études sur le MSBR par EdF et le CEA.

1.3.2 Études des réacteurs à sels fondus au CNRS

Dés 1997, le CNRS s'intéresse à ce type de réacteurs, et c'est à partir de 1999 que des études plus complètes sont menées pour réévaluer le MSBR dans le cadre des thèses [12] [13]. Cette réévaluation conduit à des résultats importants remettant en cause le concept MSBR. Nous pouvons citer le coefficient thermique de contre-réactions qui s'est avéré être globalement positif, ce qui rend le réacteur intrinsèquement instable. De plus l'unité de retraitement apparaissait comme incertaine du point de vue de son fonctionnement, trop imposante pour assurer une bonne rentabilité économique (vitesse de retraitement du sel combustible ~ 4000 l/j).

Au vu de ces constatations, des études systématiques des réacteurs à sels fondus ont été entreprises et ont mené à la définition d'un réacteur à sels fondus novateur, baptisé Thorium Molten Salt Reactor ou TMSR, mettant plus particulièrement en évidence une configuration prometteuse ne contenant plus de matériau modérateur tel du graphite dans le cœur du réacteur.

Par la suite, ayant été sélectionné par le GIF comme un des systèmes de IV$^{\text{ème}}$ génération, le concept est re-baptisé Molten Salt Fast Reactor ou MSFR.

1.3.3 Concepts de réacteurs à sels fondus étudiés dans le monde

En Russie, le programme de réacteurs à sels fondus a démarré dans les années 70. Ces études avaient pour but l'amélioration du concept MSBR, avec une géométrie homogène et hétérogène, correspondant à des systèmes à un et deux fluides respectivement. Les études expérimentales et théoriques ont abouti à la définition d'un réacteur nommé MOSART (MOlten Salt Actinide Recycler & Transmuter) sans modérateur en cœur de type graphite et conduisant à un spectre neutronique intermédiaire/rapide. Plusieurs configurations sont proposées selon les besoins : un réacteur incinérateur simple ou régénérateur en cycle thorium. Le concept est étudié pour un réacteur de puissance utilisant un mélange de sels de type 15%LiF-58%NaF-27%BeF_2 ou 73%LiF-27%BeF_2. Les recherches autour du concept MOSART (projets ISTC #1606 et #3749) sont pilotées par le Kurchatov Institute de Moscou.

L'académie des sciences chinoise (Chinese Academy of Sciences ou CAS) a lancé en 2011 un programme ambitieux de recherche stratégique prioritaire nommé "Advanced Fission Energy Program", composé de 2 projets : un projet de TMSR (Thorium Molten Salt Reactor) et un projet d'ADS (Accelerator Driven System). Avec un budget de 70 millions de dollars, 400 personnes travaillent au Shanghai Institute of Applied Physics (SINAP) sur les réacteurs à sels fondus et les réacteurs à combustible solide (pebble bed) au thorium refroidis avec du sel fondu. Un des objectifs est de construire d'ici 2017 un réacteur de recherche à sels fondus de 2 MW_{th} à spectre thermique, proche du MSRE américain des années 60, puis d'ici 2035 un démonstrateur de réacteur à sels fondus de 100 MWe.

Aux Etats-Unis le concept étudié est un FHR (Fluoride salt-cooled high temperature reactor). Ce type de réacteur a un refroidissement par un sel de fluorures qui permet d'atteindre de hautes températures, le combustible est à l'état solide et le cycle de conversion est de type Brayton. Un design complet du FHR n'a pas encore été développé.

Au Japon, un réacteur nommé FUJI de 100 MWe, similaire au MSRE, a été développé par la compagnie japonaise "International Thorium Energy & Molten-Salt Technology" (IThEMS), en partenariat avec la république tchèque. Le consortium prévoit de construire dans un premier temps un réacteur plus petit, de 10 MWe et appelé MiniFUJI, dès qu'un financement additionnel de 300 millions aura été trouvé.

Au niveau européen, le programme EVOL (Evaluation and Viability Of Liquid fuel fast reactor system) du 7ème PCRD (Programme Cadre de Recherche et Développement) a été mise en place depuis 2011. Le CNRS est en charge de ce projet collaboratif Euratom/Rosatom d'un million d'euros et d'une durée de 3 ans, qui comporte 4 groupes de travail techniques : "Design and Safety" (WP2), "Reprocessing" (WP3), "Materials" (WP4) et "Education and Traning" (WP5). Les travaux menés dans le cadre du WP2 sur le design et la sûreté du MSFR s'effectuent notamment avec des collègues de l'Institut Technologique de Karlsruhe (qui développent un code simple de neutronique couplé à de la thermohydraulique pour les réacteurs à sels fondus), de l'université technologique de Delft, du centre de recherche de Dresden-Rossendorf, des écoles polytechniques de Turin et de Milan. Le projet EVOL est couplé au projet MARS de ROSATOM. Dans la suite du document, nous présentons certains travaux qui ont été effectués dans le cadre de ce projet, comme le benchmark neutronique du chapitre 2.

2
Molten Salt Fast Reactor

Sommaire

2.1 Le concept du Molten Salt Fast Reactor **32**
- 2.1.1 Le combustible 33
- 2.1.2 La couverture fertile 35
- 2.1.3 Les systèmes de retraitement 35
- 2.1.4 Le design du réacteur 37
- 2.1.5 Exemple d'étude du design : la protection neutronique 38

2.2 Le benchmark neutronique **42**
- 2.2.1 Les benchmarks 42
- 2.2.2 Définition du benchmark neutronique du MSFR 43
- 2.2.3 L'outil de simulation utilisé au LPSC 45
- 2.2.4 Les bases de données des sections efficaces 48

2.3 Résultats du benchmark neutronique **48**
- 2.3.1 Fraction de neutrons retardés 49
- 2.3.2 Criticité et flux neutronique 51
- 2.3.3 Coefficients thermiques de contre-réactions 56
- 2.3.4 Calculs d'évolution 57
- 2.3.5 Dégâts d'irradiation aux matériaux de structure 61
- 2.3.6 Comparaison des résultats entre partenaires 65

2.4 Transitoires de fonctionnement du MSFR **75**
- 2.4.1 Principes de fonctionnement du réacteur 75
- 2.4.2 Modèle de cinétique point 76
- 2.4.3 Modèle de cinétique point par zone 78
- 2.4.4 Code couplant la neutronique et la thermohydraulique : COUPLE 80
- 2.4.5 Transitoires de pilotage 83

Dans ce chapitre, nous allons tout d'abord expliquer les particularités du concept de Molten Salt Fast Reactor puis, à travers une présentation détaillée du concept dans le cadre d'un benchmark, le lecteur se familiarisera avec les phénomènes physiques essentiels de ce réacteur nucléaire à combustible liquide et ses principes de fonctionnement.

2.1 Le concept du Molten Salt Fast Reactor

Comme mentionné précédemment, un concept innovant dénommé "Molten Salt Fast Reactor" ou MSFR (réacteur rapide à sels fondus) a été développé ces dernières années par les équipes du CNRS, notamment au LPSC. Il est le résultat d'études paramétriques approfondies [13] [14] [15] qui ont permis d'explorer différentes configurations du cœur, diverses compositions du combustible et des performances variées du retraitement du combustible afin d'optimiser le concept dans le cadre du déploiement à l'échelle mondiale d'un parc de réacteurs de $4^{\text{ème}}$ génération au thorium. Le MSFR a été reconnu comme une alternative à long terme aux systèmes à spectre rapide à combustible solide. Le forum international Génération IV l'a officiellement sélectionné, depuis 2008, parmi les systèmes dont l'étude doit être poursuivie.

La principale caractéristique du système MSFR en comparaison des concepts de réacteur à sels fondus étudiés auparavant est la suppression du graphite modérateur et de toute structure dans le cœur (voir la figure 2.1), conduisant à un réacteur régénérateur à spectre neutronique rapide avec un cycle de combustible thorium décrit en section 1.2. Le principe fondamental est que la matière fissile est contenue dans un sel fondu qui circule dans des pompes et des échangeurs de chaleur.

Dans le concept MSFR, comme décrit dans ce chapitre, le retraitement du combustible fait partie intégrante du réacteur et est effectué durant son fonctionnement. Ceci diffère fondamentalement des réacteurs à combustibles solides où le combustible usé est retraité et le combustible neuf est fabriqué dans des installations spécifiques. Cette particularité permet de faire fonctionner le MSFR avec des combustibles variés. Du fait de cette souplesse, le système MSFR peut recevoir une charge initiale fissile composée soit d'^{233}U, soit d'uranium naturel enrichi (à un taux entre 5% et 30%), soit des éléments transuraniens (TRU) actuellement produits dans les REP en fonctionnement dans le monde, ou enfin un mélange de ces options [16].

Nous allons à présent présenter point par point les particularités de ce concept.

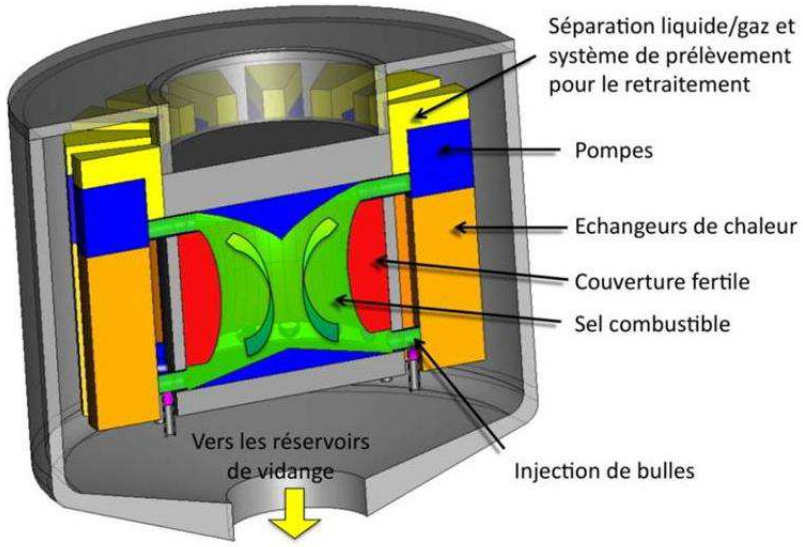

Figure 2.1: Schéma de principe du cœur et des boucles de recirculation du MSFR : sel combustible (en vert transparent), couverture fertile (en rouge), pompes (en bleu) et échangeurs de chaleur (en orange)

2.1.1 Le combustible

Le choix du liquide est basé sur les critères liés aux rôles de vecteur de combustible et de caloporteur, qui pour le concept MSFR sont joués par un seul liquide. Ces critères sont les suivants :

⇒ Une température de fusion pas trop élevée
⇒ Une température d'ébullition suffisamment élevée et une faible tension de vapeur
⇒ De bonnes propriétés thermiques et hydrauliques
⇒ Une grande stabilité du liquide sous irradiation
⇒ Une solubilité des éléments fissiles et fertiles suffisante
⇒ Pas de production de radio-isotopes difficilement gérables
⇒ Une grande transparence aux neutrons
⇒ L'identification d'un procédé de retraitement du combustible.

Un sel de type fluorure a été sélectionné en tenant compte de tous ces critères, et du fait de sa capacité à thermaliser légèrement le spectre neutronique, ce qui apporte certains avantages par rapport à un sel de type chlorure (voir la figure 2.10 ainsi que l'étude décrite dans [17]).

Tous les éléments chimiques initialement présents dans ce sel sont sous forme de fluorures, donc aussi les noyaux lourds fissiles et fertiles. Ces fluorures de noyaux lourds (NL) correspondent à deux valences différentes des ions lourds : $(NL)F_4$ (majoritaire pour l'uranium) et $(NL)F_3$. Nous utiliserons par la suite la notation LiF-$(NL)F_{(3;4)}$.

Le constituant principal du sel combustible est le fluorure de lithium, présenté à l'état solide massif sur la photographie de gauche de la figure 2.2. Sa composition a été choisie pour que la proportion molaire en LiF-$(NL)F_{(3;4)}$ corresponde à un eutectique du système binaire LiF-ThF_4, soit 77,5%-22,5%. La quantité de matière fissile par rapport à celle des noyaux lourds est fixée afin d'atteindre une température de fonctionnement donnée quand le réacteur sera critique. Les caractéristiques neutroniques du sel combustible seront présentées et discutées dans la section 2.3.

Figure 2.2: A gauche : sel LiF à l'état solide massif (photographie fournie par Véronique Ghetta, LPSC), à droite : sel fondu (FLi-NaF-KF) à 500°C (photographie fournie par Sylvie Delpech, IPNO)

Propriétés thermodynamiques

Comme déjà mentionnée, la particularité d'un réacteur à combustible liquide est que le fluide caloporteur est le fluide combustible. Une photographie d'un fluorure à l'état liquide est présentée sur la photographie de droite de la figure 2.2. Les propriétés thermodynamiques du sel combustible sont proches du sel LiF-ThF_4 (proportion molaire 78%-22%), pour lequel des mesures récentes donnent les caractéristiques listées dans la table 2.1. Il est important de remarquer que la plage de mesure de ces valeurs est assez restreinte et, par manque d'autres connaissances, nous devons extrapoler le comportement de ces variables en dehors de la plage de validité. Au vu des connaissances sur le design actuel et pour le fonctionnement normal du réacteur, ces données sont tout à fait satisfaisantes, par contre pour des études d'accidents d'autres mesures devront être réalisées. L'importance des connaissances sur les propriétés des sels fondus en situations accidentelles apparaît dans le chapitre 5.

Pour donner des points de comparaison, la densité du sel combustible du MSFR est environ quatre fois plus importante que celle de l'eau. Cependant la viscosité cinématique ainsi que la conductivité thermique sont du même ordre de grandeur que celles de l'eau (viscosité cinématique de l'eau à 20°C : $1{\cdot}10^{-6}$ m^2/s, conductivité thermique : 0,6 W/m/K). Une bonne connaissance de ces valeurs est indispensable d'une part pour le développement du design du réacteur ; la conductivité thermique joue par exemple un rôle essentiel pour le dimensionnement des échangeurs de chaleur. D'autre part, la précision sur les connaissances de ces paramètres est très importante pour la sûreté. Le coefficient de dilatation thermique est déterminant pour l'évaluation du coefficient de contre-réactions thermiques, qui sera expliqué dans la section 2.3.3. Hormis les propriétés présentées dans la table 2.1, d'autres propriétés du sel combustible doivent être étudiées. Parmi celles-ci nous pouvons citer l'émissivité, la solubilité des différents éléments, ainsi que le comportement thermohydraulique du sel en contact avec le matériau associé.

Table 2.1: Propriétés thermodynamiques du sel binaire LiF-ThF_4 (78%-22%), mesurées dans le cadre du projet ISTC #3749 [18]

	Formule	**Valeur à 700°C**	**Plage de validité, °C**
Densité ρ (g/cm^3)	$4{,}094 - 8{,}82 \cdot 10^{-4}\ (T_{(K)} - 1008)$	4,1249	[620 - 850]
Viscosité cinématique ν (m^2/s)	$5{,}54 \cdot 10^{-8} \exp(3689/T_{(K)})$	$2{,}46 \cdot 10^{-6}$	[625-846]
Conductivité thermique λ (W/m/K)	$0{,}928 + 8{,}397 \cdot 10^{-5} \cdot T_{(K)}$	1,0097	[618-747]
Capacité calorifique C_p (J/kg/K)	$(-1{,}111 + 0{,}00278 \cdot T_{(K)}) \cdot 10^3$	1594	[594-634]

Plus largement, du fait de ces propriétés satisfaisantes pour le transport de chaleur, des fluorures fondus sans noyaux lourds sont également envisagés actuellement en tant que caloporteur dans d'autres types de réacteurs nucléaires (FHR, cf section 1.3.3) ainsi que dans d'autres domaines (fusion, centrale solaire...).

2.1.2 La couverture fertile

La couverture fertile, qui entoure le cœur du sel combustible et améliore la régénération, contient également un sel LiF-$(NL)F_{(3;4)}$ avec une proportion molaire identique à celle du sel combustible (77,5%-22,5%). Toutefois la composition en noyaux lourds est différente : ce sel fertile ne contient initialement que du thorium, sans ajout de matière fissile. Les captures neutroniques sur le thorium mènent à la production d'^{233}U qui est extrait régulièrement (voir section suivante).

2.1.3 Les systèmes de retraitement

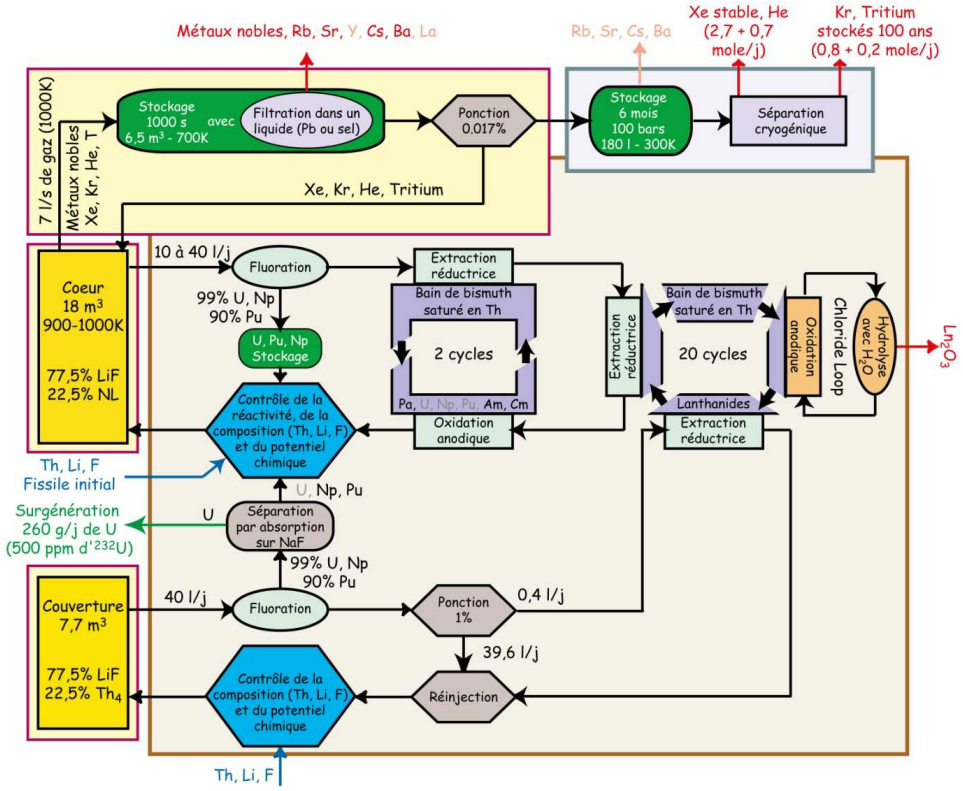

Figure 2.3: Schéma de fonctionnement des unités de retraitement associées au réacteur MSFR

Un des avantages spécifiques d'un réacteur à combustible liquide prend ses racines dans la possibilité de retraitement relativement simple. En effet, le retraitement ne comporte "que" de la gestion de fluides. D'une part l'objectif du retraitement est de contrôler la composition en noyaux lourds d'un point de vue physico-chimique et d'autre part d'enlever les produits de fission neutrophages et de maintenir la criticité au cours du fonctionnement du réacteur.

Le fonctionnement du retraitement et ses différentes étapes sont représentés sur un schéma de la figure 2.3. L'extraction des produits de fission se fait à travers deux principes différents, les deux ayant lieu pendant le fonctionnement du réacteur :

⇒ une séparation physique des produits de fissions gazeux et des particules en suspension avec un système de bullage, qui se fait en ligne,

⇒ une séparation chimique des lanthanides (produits de fission les plus neutrophages) grâce à des procédés pyrochimiques. Elle est effectuée sur une ponction du sel, correspondant au

retraitement d'environ 1/1000 du volume de sel par jour dans une unité de retraitement sur site.

Le pré-dimensionnement des deux systèmes a été étudié dans la thèse [19].

Le système de bullage

L'idée d'introduire dans le réacteur un système de nettoyage du sel par bullage est apparue aux cours des expériences avec le MSRE. Un système d'injection de gaz avait été introduit dans la pompe pour des raisons techniques autres que le nettoyage. Les intervenants ont ensuite constaté que ce système avait permis d'extraire une partie des produits de fissions gazeux et des particules en suspension dans le sel. Cette observation a poussé les chercheurs à concevoir un système d'injection et de séparation de bulles sur le sel combustible, pour améliorer l'efficacité d'extraction des produits de fission non-solubles, mais également des produits de corrosion. Des études sur maquettes ont été lancées à cette époque mais sans réalisation concrète avec du sel. Actuellement un séparateur de bulles est étudié au sein du LPSC, à l'échelle d'une boucle de fluorure fondu (projet FFFER - Forced Fluoride Flow for Experimental Research [20]). La construction de cette installation permet aussi de re-acquérir un peu du savoir faire technique nécessaire à la mise en œuvre des sels : les matériaux/installations à haute température, le système de pompage, l'étanchéité...

Sel combustible

Un débit d'environ 7 litres de gaz noble par seconde a été choisi pour être injecté dans le sel combustible, correspondant à une proportion volumique d'environ 0,1%. Au démarrage, le gaz injecté est probablement constitué d'un mélange de gaz rares (He, Kr et Xe). Après la séparation de bulles, le gaz récupéré est d'abord stocké dans une enceinte pendant environ 20 minutes, afin de laisser décroître la majorité des isotopes radioactifs. Pendant le stockage, l'aérosol est nettoyé par un procédé mettant en jeu un fluide, qui sera à priori du plomb ou un sel. Dans des conditions adaptées, les éléments non gazeux seront piégés dans le fluide. Le gaz ainsi filtré, légèrement radioactif, est finalement réinjecté dans le sel combustible. Une ponction de 0,017% des gaz, correspondant à la fraction du volume total de gaz en circulation dû à la production des produits de fission (PFs) gazeux, permet de laisser décroître les éléments radioactifs restants (^{88}Kr et ^{133}Xe) dans un stockage plus long de six mois environ. L'impact de cette extraction gazeuse sur la sûreté du MSFR est présenté dans le chapitre 4.

Sel de la couverture fertile

Des produits de fission sont également produits dans le sel de la couverture fertile, mais en quantité beaucoup plus faible. Néanmoins, un système de nettoyage par bullage est aussi associé à priori au sel de la couverture fertile.

L'unité de retraitement

Sel combustible

A l'exception du thorium, les actinides et les lanthanides ont des caractéristiques chimiques proches, et la séparation chimique des lanthanides n'est possible qu'après l'élimination des actinides du sel combustible. Comme présenté sur le schéma de principe de la figure 2.3, après l'extraction des actinides par les étapes de fluoration et d'extraction réductive sur une nappe de métal liquide (bismuth à priori), les lanthanides sont extraits par le même principe d'extraction réductive. La nappe métallique contenant les lanthanides est alors nettoyée avec un sel chloré. Les

actinides extraits sont réinjectés dans le sel qui retourne en réacteur. Comme nous le montrerons par la suite, le réacteur est sous-régénérateur en cœur et surgénérateur avec la couverture fertile. La matière fissile, ^{233}U provenant de la couverture fertile, et la matière fertile, thorium, doivent alors être rajoutées dans le sel combustible pour respecter les contraintes de criticité et garder le sel au point eutectique (77,5%LiF-22,5%(NL)$F_{(3;4)}$). Le contrôle du potentiel électrochimique de la composition se fait en ajustant le rapport de concentration d'uranium de valence 3 sur celui de valence 4. C'est ce contrôle du potentiel électrochimique qui permet de maîtriser la corrosion des matériaux par le sel.

Sel de la couverture fertile

L'uranium et les actinides plus lourds produits dans la couverture fertile sont extraits par un procédé de fluoration. La quantité d'uranium dans la couverture étant beaucoup plus faible, l'extraction des actinides ne se fait qu'avec cette étape de fluoration. Une partie de l'uranium et le reste des transthoriens extraits sont alors réinjectés dans le cœur alors que l'uranium excédentaire est stocké sur site. Après l'étape de fluoration, les produits de fission solubles sont extraits du sel fertile, avec par conséquent un débit beaucoup plus faible que pour le sel combustible.

2.1.4 Le design du réacteur

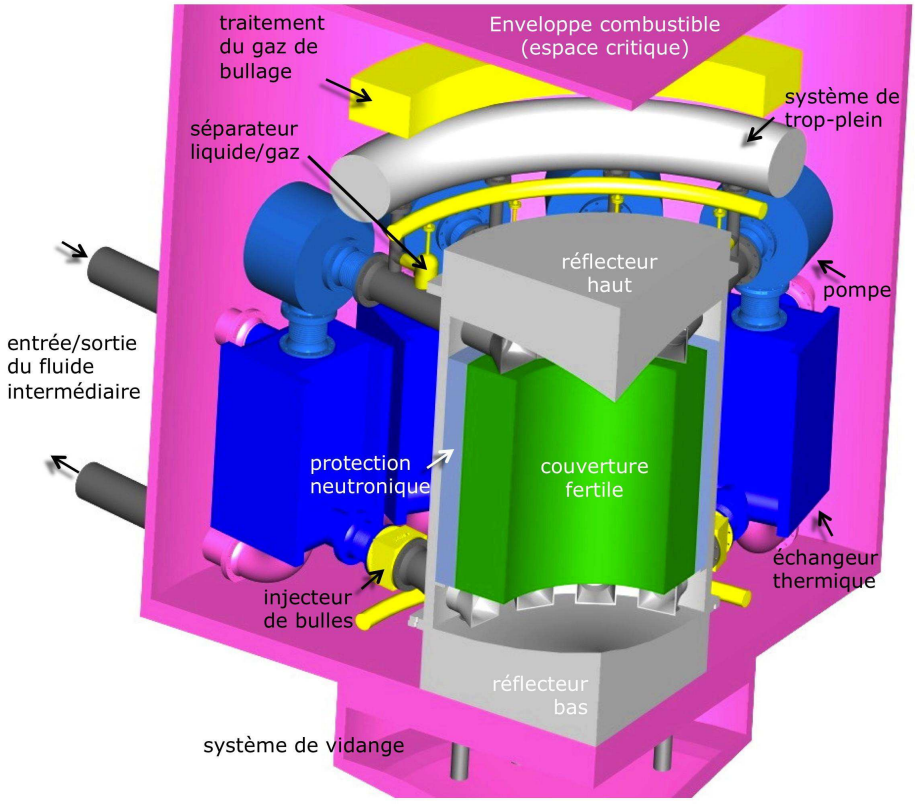

Figure 2.4: Représentation schématique des différents composants autour du cœur du réacteur

La configuration de référence du MSFR est un réacteur de puissance thermique de 3GW, avec un rendement de conversion d'environ 45%. La figure 2.4 présente une vision conceptuelle du réacteur permettant d'en nommer et énumérer les différents éléments. Le sel combustible n'est pas représenté sur ce schéma, il est localisé dans la cavité centrale et le circuit de recirculation.

Le schéma de la figure 2.4 montre le circuit de recirculation du sel composé de tuyaux, de pompes (en bleu), d'échangeurs de chaleur (en bleu foncé), de système de bullage (en jaune). Conformément à la définition de l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN [21]), la cavité centrale joue le rôle de cœur neutronique du réacteur car c'est l'endroit où a lieu la réaction en chaîne. Le volume du sel est de 18 m^3. Il est distribué pour moitié dans le cœur et pour moitié dans le circuit de recirculation, lui-même constitué de 16 boucles. Le sel circule dans le sens montant dans la cavité centrale et dans le sens descendant dans les boucles de recirculation. Le temps de circulation est d'environ 4 secondes. Le cœur du réacteur est entouré de réflecteurs axiaux en alliage base nickel et de réflecteurs radiaux composés de la couverture fertile entourée à son tour par une protection neutronique. Cette protection neutronique a pour but de protéger les échangeurs de chaleur et autres structures externes du flux neutronique provenant du cœur. Une étude de cette protection fait l'objet de la section 2.1.5 ci-après.

Au dessus des réflecteurs axiaux se placent le réservoir du système de bullage et le réservoir trop-plein, qui permet une variation de volume du sel combustible. L'ensemble de ces éléments est compris dans l'enveloppe combustible contenant le sel combustible pendant le fonctionnement du réacteur. Lors de l'arrêt du réacteur, le sel combustible est transféré dans des réservoirs de vidange placés en dessous du réflecteur bas, détaillés dans l'annexe B.

2.1.5 Exemple d'étude du design : la protection neutronique

La protection neutronique a pour but de protéger les structures externes des dégâts d'irradiation dus aux neutrons provenant du cœur du réacteur. Jusqu'à présent une configuration composée de 20 cm de B_4C et notée par la suite configuration initiale a été considérée, cela sans étude spécifique. L'objectif de la présente étude est d'optimiser le choix de la composition et de l'épaisseur de cette protection.

Suite à une fission, nous pouvons distinguer les *neutrons rapides* qui sont libérés environ 10^{-14} seconde après la fission, et ceux qui sont libérés en moyenne 10 secondes après la fission, appelés *neutrons retardés*. Les précurseurs des neutrons retardés sont des produits de fission riches en neutrons qui vont émettre des neutrons par décroissance. Le sel combustible qui circule dans les échangeurs de chaleur est donc une source intrinsèque de neutrons. La protection neutronique est alors dimensionnée pour que le flux provenant du cœur soit négligeable devant le flux dû aux neutrons retardés. Tout d'abord nous allons effectuer une comparaison des rôles respectifs de la protection neutronique dans sa configuration initiale et du réflecteur axial (couverture fertile).

La protection neutronique et la couverture fertile

Grâce à l'outil MCNP, présenté dans la section 2.2.3, nous pouvons comparer le flux neutronique dans l'échangeur de chaleur provenant du cœur dans des configurations différentes : avec la couverture fertile et la protection neutronique (1), seulement la couverture fertile (2) ou seulement la protection neutronique (3). Pour cette étude nous avons considéré une configuration initiale pour la protection neutronique : une couronne de 20 cm d'épaisseur en B_4C. Dans les simulations MCNP, la géométrie du réacteur est gardée constante pour les trois configurations, seul le matériau est remplacé par du vide dans les configurations 2 et 3, respectivement pour la protection neutronique et la couverture fertile. Les résultats sont présentés dans la table 2.2.

Dans la configuration 1, avec la couverture fertile et la protection neutronique, le flux neutronique dans l'échangeur de chaleur est réduit de 4 ordres de grandeur par rapport au flux dans le cœur. Le rôle de la couverture fertile est double : elle réfléchit et absorbe les neutrons, et elle en crée également un peu via les fissions qui ont lieu dans la couverture fertile. Au vu

Table 2.2: Flux neutronique moyen provenant du cœur ($< \Phi_{Coeur \to Echangeur} >$) dans l'échangeur de chaleur pour trois configurations : avec la couverture fertile et la protection neutronique (1), seulement la couverture fertile (2) ou seulement la protection neutronique (3)

	Configuration 1	Configuration 2	Configuration 3
$< \Phi_{Coeur} >$	$2 \cdot 10^{15}$ n/cm^2/s		
Couverture fertile de 50 cm	oui	oui	non
B_4C de 20 cm	oui	non	oui
$< \Phi_{Coeur \to Echangeur} >$	$4 \cdot 10^{11}$ n/cm^2/s	$2 \cdot 10^{13}$ n/cm^2/s	$6 \cdot 10^{12}$ n/cm^2/s

des valeurs du flux dans l'échangeur de chaleur de la table 2.2, la présence de la protection neutronique derrière la couverture fertile est très importante pour atténuer le flux neutronique provenant du cœur et protéger les structures externes. Nous allons à présent optimiser l'efficacité de cette protection neutronique, l'objectif étant que le flux neutronique provenant du cœur soit négligeable par rapport à l'autre source de neutrons, les précurseurs de neutrons retardés présents dans le sel en circulation.

Flux de neutrons dû aux neutrons retardés

La première étape consiste en l'évaluation du flux neutronique généré par les neutrons retardés. Pour cela, nous devons connaître la source intrinsèque de neutrons retardés du sel et le devenir de ces neutrons : la multiplication, l'absorption et les fuites des neutrons dans l'échangeur de chaleur. Nous avons effectué des calculs MCNP avec une source de neutrons dans la cellule modélisant l'échangeur de chaleur, avec une énergie moyenne de $< E_n^{Retardé} > \approx 400$ keV, car les neutrons retardés sont émis à une énergie plus faible que les neutrons prompts ($< E_n^{Prompt} > \approx$ 2 MeV). A cette fin, nous avons utilisé la géométrie telle que définie dans la section 2.2. Nous avons pu évaluer le flux de neutrons dans l'échangeur de chaleur Φ_{MCNP} exprimé en n/cm^2/neutrons source.

Le flux réel dans l'échangeur s'évalue alors de la façon suivante :

$$\Phi_{Retardé} = \text{Source de neutrons retardés} \cdot \Phi_{MCNP}$$

Étant donnée la circulation du sel en 4 secondes, nous prenons l'hypothèse d'une distribution homogène des précurseurs de neutrons dans le sel (en cœur et dans les boucles de recirculation). Cette hypothèse n'est pas valable pour les précurseurs de durée de vie très courte (groupes 6 et 7 de la table 2.3), qui décroissent majoritairement dans le cœur. Cependant, pour la moyenne des précurseurs, cette hypothèse est une bonne approximation, comme nous le montrons dans la section 2.3.1.

Avec cette hypothèse, nous pouvons alors évaluer la source de neutrons retardés de la manière suivante :

$$\text{Source de neutrons retardés} = \frac{\text{Volume Échangeur}}{\text{Volume Total}} \cdot \tau_{Fission} \cdot \nu_{Retardés}$$

Table 2.3: Rapports des fractions de neutrons retardés pour l'^{233}U en spectre rapide [22]

Groupe des précurseurs	$T_{1/2}$	$^{233}U_{rapide}$
1	55,9 s	0,0787
2	24,5 s	0,17230
3	16,4 s	0,13550
4	5,85 s	0,18840
5	2,3 s	0,34350
6	0,54 s	0,06050
7	0,199 s	0,02110

avec :

$\tau_{Fissions}$: taux de fissions dans le sel combustible,

$\nu_{Retardés}$: nombre moyen de neutrons retardés émis après une fission, valeur extraite de la base ENDF/B-VII.1

Volume Échangeur : volume de la cellule utilisée dans les calculs MCNP (5,5 m^3),

Volume Total : volume total du sel combustible (18 m^3).

Finalement, le flux généré par les neutrons retardés dans l'échangeur de chaleur est approximativement :

$$\Phi_{Retardé} = 1 \times 10^{13} \text{ neutrons/cm}^2\text{/s}$$

Nous constatons qu'avec la protection neutronique étudiée (couronne de 20 cm d'épaisseur de B_4C), le flux des neutrons provenant directement du cœur est beaucoup plus faible que celui généré par les neutrons retardés.

Optimisation de la protection neutronique

Nous avons basé cette étude uniquement sur les critères de conception liés à la neutronique, en considérant deux matériaux différents : le B_4C et l'alliage base nickel composant les réflecteurs (composition détaillée dans la table 2.6). Pour chaque matériau, nous avons donc étudié l'atténuation du flux neutronique, l'effet sur l'évolution du réacteur via le gain de régénération (voir l'équation 2.8), et la production d'isotopes radioactifs gênants.

Le flux de neutrons est atténué dans la matière selon la loi $\phi_0 exp(-\lambda \cdot x)$ où x est l'épaisseur de la protection neutronique, λ le coefficient de l'atténuation et ϕ_0 le flux incident. A partir de plusieurs simulations neutroniques avec des épaisseurs différentes, nous avons calculé λ et ϕ_0 pour chaque matériau, comme présenté dans la table 2.4.

Il ressort qu'une protection en B_4C permet d'atténuer le flux neutronique plus facilement qu'avec l'alliage base nickel. Le gain de régénération n'est pas sensible à l'épaisseur de la protection neutronique, par contre nous pouvons observer une légère différence entre les deux matériaux due au fait que le B_4C capture plus les neutrons, alors que l'alliage base nickel réfléchit davantage de neutrons vers la couverture fertile et le cœur.

Le coefficient d'atténuation ainsi obtenu nous permet d'ajuster l'épaisseur de la protection

Table 2.4: Flux neutronique dans l'échangeur de chaleur et le gain de régénération pour différentes épaisseurs des deux matériaux envisagés comme protection neutronique : B_4C et alliage base nickel (NiCrW) ; le coefficient d'atténuation du flux neutronique et le flux incident évalué pour chaque matériau est également précisé.

Matériau	Épaisseur [cm]	Gain de régénération [kg d'^{233}U/an]	Flux dans l'échangeur [n/cm^2/s]	λ [cm^{-1}] ϕ_0 [n/cm^2/s]
B_4C	5	95,4	1,9 10^{12}	λ = 0,114
B_4C	10	95,3	9,6 10^{11}	ϕ_0 = 3,3·10^{12}
B_4C	20	94,7	3,4 10^{11}	
NiCrW	5	96,7	6,6 10^{12}	
NiCrW	10	95,7	3,4 10^{12}	λ = 0,069
NiCrW	20	96,4	1,5 10^{12}	ϕ_0 = 6,2·10^{12}
NiCrW	40	97,0	4,0 10^{11}	
NiCrW	80	96,8	2,7 10^{10}	

neutronique afin de satisfaire le rapport de flux neutronique provenant du cœur par rapport au flux de neutrons retardés ($\Phi_{Retardé}$) dans l'échangeur de chaleur, fixé, par exemple, à 10 :

$$\frac{\Phi_{Retardé}}{\Phi_{Coeur \rightarrow Echangeur}} = 10$$

Cela correspond à l'épaisseur suivante :

B_4C : x $\approx$ 10,4 cm

NiCrW : x $\approx$ 28,8 cm

Les deux configurations sont alors possibles, même si le B_4C présente un avantage dû à un plus faible encombrement de la protection neutronique. Il est important de mentionner que le B_4C contribue à la production du tritium (^{3}H) dans ce réacteur. Le tritium est un gaz radioactif ($\tau_{1/2}$ = 12 ans) difficile à confiner. Il est produit dans la protection neutronique via la réaction :

$$^{10}\text{B} + \text{n} \rightarrow {}^3\text{H} + {}^4\text{He} + {}^4\text{He}$$

La production de tritium dans le B_4C a été évaluée à 2 · 10^{-2} moles/an (60 mg/an). Cette production est à comparer à celle qui se fait majoritairement sur le lithium dans le sel combustible, qui s'élève à 67 moles/an (200g/an). Nous pouvons donc conclure que la présence de la protection neutronique en B_4C n'a pas une influence importante sur la production du tritium dans le réacteur. D'après cette étude, il semble que les deux matériaux étudiés pourraient composer la protection neutronique, avec un avantage pour le B_4C, car il possède un meilleur pouvoir d'atténuation du flux neutronique, ce qui permet une configuration plus compacte des boucles de recirculation. Cependant, des études de thermomécanique pourraient donner d'autres contraintes pour le choix de ce matériau de protection neutronique.

2.2 Le benchmark neutronique

2.2.1 Les benchmarks

Le design précis du MSFR est en constante progression, pour des raisons de cohérence il est pourtant important de considérer un design figé pour pouvoir l'étudier dans des domaines précis. Ceci concerne notamment l'étude comparative des outils de simulations ou de méthodologies via un benchmark, tel celui présenté dans cette section.

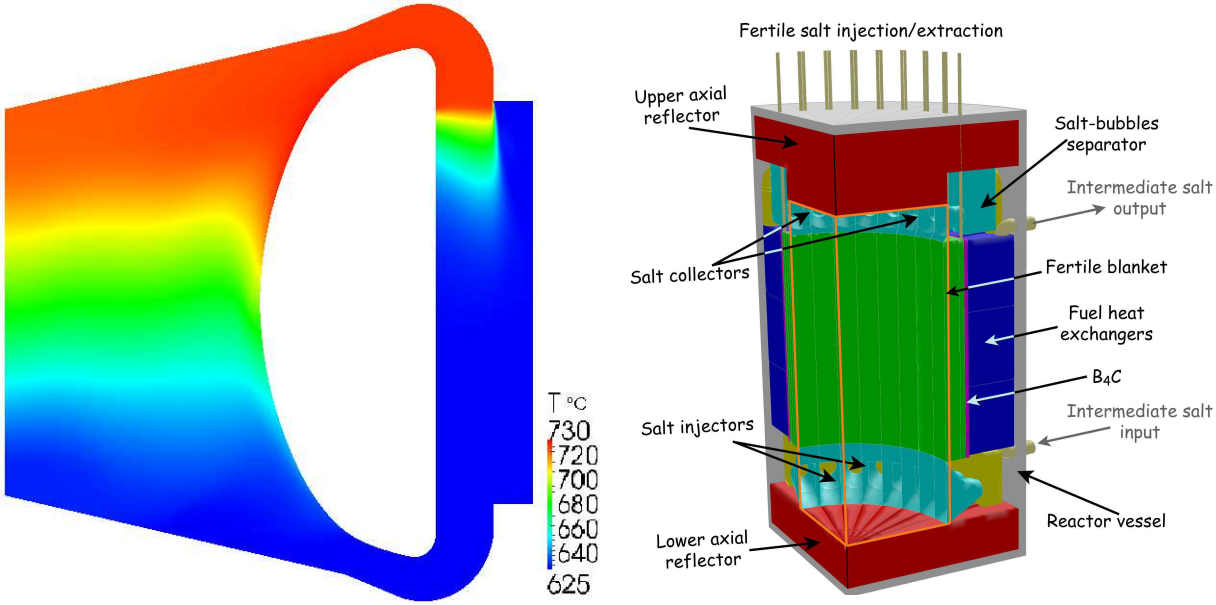

Figure 2.5: Sur la gauche : distribution de température du sel combustible dans le cœur [23] et dans la boucle de recirculation du MSFR ; Sur la droite : vue schématique d'un quart du cœur du réacteur et des systèmes l'entourant, le sel combustible circulant dans le sens montant en cœur et descendant dans les boucles de recirculation

Le projet EVOL a pour but de proposer un design du MSFR (voir figure 2.5), avec la meilleure configuration du système basée sur des études physiques, chimiques et des études de matériaux. Différents instituts participent à ce projet international, dont les chercheurs impliqués seront par la suite nommés "les partenaires". Une étape importante du travail au sein du projet est de comparer entre les partenaires les résultats des calculs définis dans des benchmarks.

Nous cherchons ainsi, à travers une comparaison des caractéristiques neutroniques, thermohydrauliques, cinétiques et dynamiques, à valider les outils de simulations. Pour cela, un premier benchmark, neutronique, a été défini de manière à couvrir les caractéristiques neutroniques ainsi que leur évolution dans le temps : la dynamique. Grâce à la faible sensibilité de la neutronique à la géométrie fine, une géométrie simple a été choisie pour la définition du benchmark neutronique de manière à ce que le maximum d'outils soit utilisable pour effectuer les calculs. Les calculs de ce benchmark ont été définis et réalisés dans le cadre de cette thèse.

Un second benchmark, thermohydraulique, est basé sur une géométrie plus complexe et plus réaliste des conditions du point de vue thermohydraulique, avec comme objectif l'optimisation de l'homogénéité thermique du sel dans le cœur. Finalement, les transitoires du réacteur sont également étudiés au sein du projet EVOL dans le volet d'analyse de sûreté. La suite de ce chapitre est dédié au benchmark neutronique du MSFR.

2.2.2 Définition du benchmark neutronique du MSFR

La définition du benchmark consiste en la description d'une part de l'objet d'étude et d'autre part des résultats demandés et leur forme pour permettre les comparaisons. La configuration du MSFR définie dans le benchmark neutronique est basée sur le design du réacteur MSFR (voir figure 2.5), mais avec une géométrie simplifiée comme signalée précédemment.

Table 2.5: Définition des paramètres du MSFR pour le benchmark neutronique

Puissance thermique	3 GW_{th}
Composition initiale du sel combustible	77,5 % ^{7}LiF - 22,5% (Th + fissile)F_4
Température de fusion	565 °C
Enrichissement en ^{7}Li	99,999%
Température moyenne	700 °C
Échauffement du sel en cœur	100 °C
Volume du sel combustible	18 m^3
- dans le cœur cylindrique	9 m^3
- dans les boucles de recirculation	9 m^3
Diamètre du cylindre (cœur)	2,255 m
Hauteur du cylindre (cœur)	2,255 m
Temps de circulation du sel	4,0 s
Densité du sel	4,1249
Coefficient de dilatation	$8{,}82 \cdot 10^{-4}$ K^{-1}
Épaisseur de la couverture fertile	0,5 m
Composition initiale du sel de la couverture fertile	77,5 % ^{7}LiF - 22,5% ThF_4
Enrichissement en ^{7}Li	99,999%
Épaisseur de la paroi de la couverture fertile	0,02 m
Épaisseur de la protection neutronique	0,2 m
Composition de la protection neutronique	B_4C
Densité du B_4C utilisée	2,52
Composition du bore naturel utilisée	19,8%(^{10}B) - 80,2%(^{11}B)
Épaisseur des réflecteurs axiaux	1 m
Composition des réflecteurs axiaux et des parois de la couverture fertile	matériau de structures voir table 2.6

La géométrie du cœur neutronique est cylindrique, avec un diamètre équivalent à la hauteur du cylindre. Les données du design sont résumées dans la table 2.5. Les propriétés thermodynamiques du sel combustible et du sel de la couverture fertile à utiliser dans le benchmark sont celles de la table 2.1, dont les valeurs sont à extrapoler linéairement en dehors de la plage de validité si nécessaire. A la table 2.5 sont également présentées les dimensions de la couverture fertile sous forme cylindrique entourant le cœur et les dimensions de la protection neutronique

ainsi que des réflecteurs axiaux.

Table 2.6: Composition initiale (%atomique) du matériau de structures, un alliage base nickel avec une densité de 10 [24]

Ni	W	Cr	Mo	Fe	Ti	C	Mn	Si	Al	B	P	S
79,432	9,976	8,014	0,736	0,632	0,295	0,294	0,257	0,252	0,052	0,033	0,023	0,004

Le retraitement du sel combustible

Comme expliqué dans la section 2.1.3, le retraitement du sel combustible est composé d'une unité de retraitement chimique et d'un système de bullage. Le système de bullage extrait les produits de fission non-solubles dans le sel à une vitesse équivalente dans la simulation à une période d'extraction de durée de demi-vie $T_{1/2} = 30$ secondes. Les éléments extraits par ce système sont les suivants : Z = 1, 2, 7, 8, 10, 18, 36, 41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 51, 52, 54 et 86.

Le retraitement chimique se fait sur une ponction du sel combustible à un taux de 40 litres par jour, ce qui correspond à un retraitement du volume total du sel combustible en 450 jours. Cette vitesse du retraitement a été choisie pour avoir de bonnes performances au niveau de la surgénération. Dans la simulation d'évolution du réacteur, les actinides ne sont pas extraits du sel combustible car il est prévu qu'ils soient directement réinjectés dans le cœur. Les produits de fission concernés par ce retraitement sont les suivants : Z = 30, 31, 32, 33, 34, 35, 37, 38, 39, 40, 48, 49, 50, 53, 55, 56, 57, 58, 59, 60, 61, 62, 63, 64, 65, 66, 67, 68, 69, 70. En réalité, il faut associer une efficacité à chaque élément pour chaque type de retraitement, mais pour cette étude nous considérons tous les éléments pour les deux types d'extraction à la même efficacité de 100%. Grâce à ce retraitement simplifié un état d'équilibre peut être atteint pour la composition du sel combustible au bout d'environ 100 ans.

Le retraitement du sel de la couverture fertile

Le sel de la couverture fertile ne contient pas initialement de matière fissile. Néanmoins, suite à la capture sur le thorium, de l'^{233}U est créé et fissionne très partiellement en générant ainsi des produits de fission dans la couverture fertile. Ces produits de fission sont également extraits du sel de la couverture fertile par les deux principes décrits plus haut. Le système de bullage associé est supposé avoir les mêmes vitesses de nettoyage et efficacité que celles du sel combustible. Le retraitement des produits de fissions solubles a, lui, une vitesse de retraitement chimique plus faible de seulement 0,4 litre par jour, ce qui correspond à un retraitement du volume total (7,3 m^3) en 19250 jours (52,7 ans). Comme il a été présenté sur le schéma 2.3, l'uranium créé dans la couverture fertile est extrait du sel pour ensuite être injecté dans le sel combustible ou stocké sur site. Dans la simulation d'évolution du réacteur, les isotopes de l'uranium et des noyaux plus lourds sont alors extraits de la couverture fertile par un retraitement de 40 litres de sel fertile par jour, soit le volume total en 6 mois.

Les alimentations

Dans la simulation d'évolution du réacteur, il est également nécessaire de rajouter de la matière. Pour le sel combustible, deux contraintes doivent être respectées dans la simulation : celle de garder le réacteur critique et celle de rester sur le point eutectique du sel (LiF 77,5 %mol -$(NL)F_4$ 22,5 %mol) controlé par l'ajout de thorium et d'^{233}U. Pour l'évolution de la composition du sel de la couverture fertile, il n'existe qu'une seule contrainte : respecter les proportions du

sel au point eutectique controlé par l'ajout de thorium.

Matière fissile au démarrage

La matière fissile de référence utilisée dans le MSFR est l'^{233}U, qui n'existe pas dans la nature. D'autres types de démarrage sont alors envisagés. Une étude des différentes possibilités de démarrage du MSFR est présentée dans l'article [16]. Dans le cadre de l'étude comparative nous étudions deux compositions initiales de matière fissile basiques l'une étant composée exclusivement d'^{233}U et l'autre du vecteur isotopique de transuraniens d'un combustible UOX issus de REP pour un taux de combustion de 60 GW·jour/tonnes et après 5 ans de stockage, comme détaillé dans la table 2.7.

Table 2.7: Proportion des isotopes dans le vecteur des transuraniens issus de REP sans multi-recyclage pour un taux de combustion de 60 GW·jour/tonnes et après 5 ans de stockage [25]

Isotope	^{237}Np	^{238}Pu	^{239}Pu	^{240}Pu	^{241}Pu	^{242}Pu	^{241}Am	^{243}Am	^{244}Cm	^{245}Cm
Proportion	6,3%	2,7%	45,9%	21,5%	10,7%	6,7%	3,4%	1,9%	0,8%	0,1%

L'évolution des matériaux de structures et de la protection neutronique est également étudiée dans le benchmark sans tenir compte d'aucun remplacement, donc d'aucun retraitement associé à ceux-ci. Les réflecteurs axiaux sont découpés en tranches d'un rayon équivalent à celui du cœur du réacteur, permettant ainsi une étude en profondeur du matériau (0-2 cm, 2-6 cm, 6-14 cm, 14-30 cm, 30-62 cm). Les résultats obtenus au LPSC pour ce benchmark sont présentés dans la section 2.3 et sont suivis d'une comparaison avec les résultats d'autres partenaires, après la présentation des outils de simulation utilisés.

2.2.3 L'outil de simulation utilisé au LPSC

Les réacteurs à sels fondus ayant un fonctionnement et une gestion différents des réacteurs à combustible solide, des outils spécifiquement conçus pour simuler ces réacteurs ont été développés au sein du LPSC depuis de nombreuses années. L'idée fondamentale est le couplage d'un code de neutronique à un code d'évolution de matière. Cet outil a déjà été validé vis-à-vis d'autres codes pour les réacteurs en spectre neutronique thermique MSRE et MSBR [13] [12]. Le but de la comparaison dans le cadre de ce benchmark est sa validation avec le MSFR, qui a une configuration très différente du MSRE et du MSBR. Il se différencie principalement par son spectre neutronique rapide.

Codes neutroniques

Les simulations numériques de la neutronique ont pour objectif de reproduire le transport des neutrons dans le cœur en vue d'obtenir les différentes propriétés de celui-ci (flux, taux de réaction...). Il existe deux grandes familles de programmes de simulations neutroniques : les codes déterministes et les codes stochastiques. Les premiers sont basés sur la résolution de l'équation de transport neutronique (voir l'équation 2.1), qui est l'adaptation de l'équation de Boltzmann aux neutrons. Compte-tenu de la complexité du problème, due à la dépendance du flux à 8 variables, de nombreuses hypothèses simplificatrices doivent être posées pour la résoudre : une discrétisation en énergie (interprétation multi-groupe) et de l'espace notamment.

$$\frac{1}{v}\frac{\partial\phi(E,t,\vec{r},\vec{\Omega})}{\partial t} = Fuite - Perte + Gain$$
$$\frac{1}{v}\frac{\partial\phi(E,t,\vec{r},\vec{\Omega})}{\partial t} = [\vec{\Omega}\cdot\overrightarrow{\nabla} - \Sigma_T]\ \phi(E,t,\vec{r},\vec{\Omega}) + \int^{\Omega'}\int^{E'} \Sigma_{E',\vec{\Omega}'\to E,\vec{\Omega}}\cdot\phi(E',t,\vec{r},\vec{\Omega}')\ dE'\ d\vec{\Omega}'$$
$$+ \int^{\Omega'}\int^{E'} \chi_{E'}(E)\cdot\Sigma_f\cdot\phi(E',t,\vec{r},\vec{\Omega}')\ dE'\ d\vec{\Omega}' \quad (2.1)$$

avec [1] :

$\phi(E,t,\vec{r},\vec{\Omega})$: le flux de neutrons d'énergie E, v la vitesse à l'instant t, avec les coordonnées spatiales $\vec{r}$ et les coordonnées angulaires $\vec{\Omega}$,

$\Sigma_T = \Sigma_{absorption} + \int^{\Omega'}\int^{E'} \Sigma_{E,\vec{\Omega}\to E',\vec{\Omega}'}\ dE'\ d\vec{\Omega}'$: la section efficace totale, composée de la section efficace d'absorption et de diffusion des neutrons prompts d'énergie E dans la direction $\vec{\Omega}$ vers l'énergie E' dans la direction $\vec{\Omega}'$,

$\chi_{E'}(E)$: la probabilité d'émission des neutrons d'énergie E, suite à une fission avec un neutron incident d'énergie E'.

Le second type de simulations est quant à lui basé sur une approche probabiliste visant à reproduire l'ensemble statistique des particules. L'avantage des codes probabilistes est la possibilité d'utiliser des géométries complexes en 3D, avec un spectre en énergie continu. Un des désavantages des codes probabilistes est le temps de calcul associé relativement important, ce qui n'est pas un réel problème vu les outils informatiques puissants d'aujourd'hui. C'est un code probabiliste qui est utilisé ici comme base de l'outil développé pour la simulation du réacteur à sels fondus.

Code neutronique probabiliste MCNP

MCNP (Monte Carlo N Particles) est un code de transport Monte Carlo développé au Los Alamos National Laboratory [26]. Le principe de base d'un code Monte Carlo est de suivre la propagation d'une particule dans la matière en appliquant les lois caractéristiques de ce mouvement. En partant de la naissance du neutron, MCNP détermine successivement : la position de la prochaine interaction, l'isotope sur lequel l'interaction se produit, et enfin le type de réaction. Chaque décision est tirée aléatoirement tout en respectant les contraintes physiques : les sections efficaces d'interactions et les abondances des isotopes.

Pour un calcul MCNP, nous devons définir la géométrie, découpée en cellules. Pour chaque cellule il faut donner la densité, la température et la composition en isotopes, considérées comme homogènes à l'intérieur d'une cellule. Ensuite doivent être fournies les sections efficaces d'interaction en fonction de l'énergie ($\sigma_T^i(E)$) de chaque isotope i utilisé dans la simulation pour une température donnée T. La préparation des sections efficaces est expliquée dans le paragraphe suivant. En sortie, MCNP fournit le coefficient de multiplication k_{eff}, les sections efficaces moyennes de réactions, le flux neutronique ainsi que le spectre en énergie des neutrons pour chaque cellule.

1. Cette équation tient compte seulement des neutrons prompts. Les équations des neutrons retardés couplées à celles des neutrons prompts doivent également être prises en compte dans la résolution du problème.

Fonctionnement du code d'évolution

Le code de transport de neutrons ne fournit des informations qu'à un instant donné de la vie du réacteur. Comme nous nous intéressons à l'évolution temporelle du réacteur, le code MCNP doit être couplé à un code d'évolution des matériaux. Le fonctionnement schématique de l'ensemble des modules autour du code MCNP est présenté sur la figure 2.6.

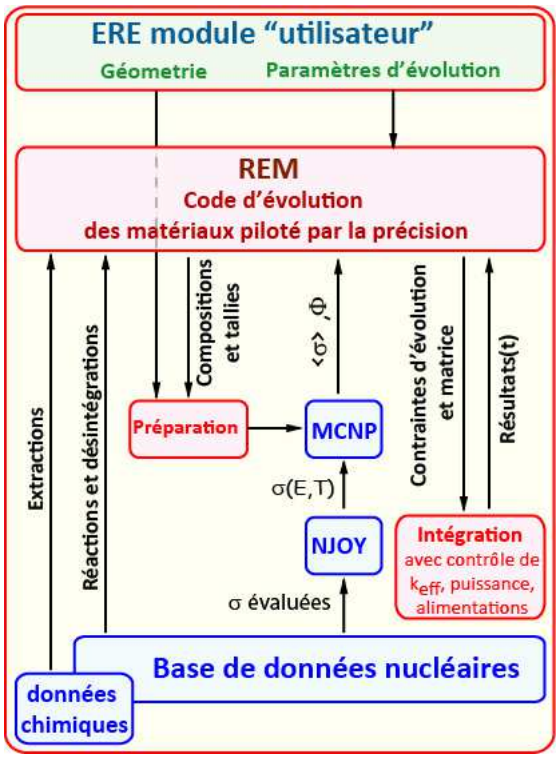

Figure 2.6: Schéma du fonctionnement du code d'évolution autour du MCNP

Le code de simulation utilisé pour le calcul d'évolution du réacteur est écrit dans l'environnement DALI développé par Daniel Heuer en langage C au LPSC. L'environnement DALI est une boîte à outils regroupés sous forme de modules caractérisés par une fonctionnalité propre. Pour une évolution du réacteur, un module principal dédié à un concept donné, ici ERE (Évolution d'un RÉacteur), permet de définir une séquence d'appel des modules spécifiques. Le module en charge de l'évolution, appelé REM (Règles pour les calculs d'Évolution avec MCNP), évalue l'évolution de la concentration de chaque isotope $N_i(t)$ selon l'équation de Bateman modifiée :

$$\frac{\partial N_i(t)}{\partial t} = \sum_j \left(R_{j\to i} \int \sigma_j(E)\phi(E,t)dE + \lambda_j D_{j\to i} \right) N_j(t) - \left(\int \sigma_i(E)\phi(E,t)dE + \lambda_i + \Lambda_i^{retr} \right) N_i(t) + Alimentation(t) \quad (2.2)$$

avec :

$\sigma_i(E)$: la section efficace microscopique de réaction sur l'isotope i,

$R_{j\to i}$: le rapport de branchement de l'isotope j vers l'isotope i par réaction,

λ_j : la constante de décroissance radioactive de l'isotope j,

$D_{j\to i}$: le rapport de branchement de l'isotope j vers l'isotope i par décroissance,
Λ_i^{retr} : la constante d'extraction représentant la disparition de l'isotope i par le retraitement.

L'équation de Bateman modifiée fait le bilan des gains et pertes de l'abondance d'un isotope en prenant en compte les réactions induites par les neutrons, les décroissances nucléaires et l'extraction du retraitement. Cette dernière est simulée à travers une constante de désintégration afin de prendre en compte de manière identique la compétition entre le retraitement et la désintégration nucléaire. La constante d'extraction peut être évaluée de la façon suivante : $\Lambda_i^{retr} = ln(2)/T_{1/2} = 1/T_{retraitement}$. Pour les isotopes concernés par l'unité de bullage nous écrivons usuellement une durée de demi-vie équivalente pour le retraitement. Pour l'unité de retraitement chimique, nous fixons la vitesse de retraitement, par exemple, 40 litres par jour, ce qui donne directement le temps de retraitement $T_{retraitement} = \frac{Volume_{Total}}{40l/jour}$.

Le développement de l'outil est décrit plus en détails dans [13], [19] et [12].

2.2.4 Les bases de données des sections efficaces

Les sections efficaces d'interaction des différents isotopes avec les neutrons sont connues grâce aux expériences et leur confrontation avec les modèles théoriques. Il existe plusieurs bases de données qui appliquent des évaluations à priori différentes. Ces bases de données sont mises à jour régulièrement avec de nouvelles évaluations des données. La base principalement utilisée dans REM/ERE, est ENDF/B-VI, à cause de son effet pessimiste sur la régénération du MSFR afin d'avoir des résultats conservatifs. Cependant, les sections efficaces du ^{7}Li et du fluor sont extraites de la base JENDL-3. Une étude de sensibilité des calculs aux bases de données est présentée dans la section 2.3 où nous présentons les calculs d'évolution faits avec la base JEFF-3.1 plus récente.

Les bases de données contiennent des informations sur les sections efficaces et leur évolution avec la température dans un format spécifique appelé ENDF. Ce format peut être lu avec le logiciel NJOY, qui prépare les sections efficaces pour chaque température.

Dans notre code d'évolution, l'appel à NJOY pour la préparation des sections efficaces est géré par le module ACE. C'est-à-dire que si l'utilisateur a demandé la section efficace d'un isotope d'une base de données à une température donnée, qui n'existait pas jusque là, alors elle sera automatiquement construite au cours de l'exécution du code d'évolution. L'utilisateur peut également définir un ordre de priorité sur les bases des données à utiliser, ou même donner directement la base de données à utiliser pour chaque isotope.

2.3 Résultats du benchmark neutronique

La définition du benchmark et l'outil de simulation étant présentés, cette section est dédiée aux calculs réalisés dans le cadre du benchmark et à la présentation des résultats obtenus.

Comme déjà mentionné dans la partie 2.2.2, grâce au retraitement du sel combustible, un état d'équilibre de la composition du sel est atteint au bout d'une centaine d'années de fonctionnement. Les calculs statiques des compositions initiales et à l'équilibre sont exposés en premier : calculs de criticité, de coefficients de contre-réaction, de fractions de neutrons retardés...

Les calculs d'évolution du réacteur, donc de la composition du sel, sont explicités ensuite, dans la section 2.3.4. Pour finir, nous concluons sur les comparaisons des résultats statiques et d'évolution avec ceux fournis par d'autres partenaires du projet EVOL.

2.3.1 Fraction de neutrons retardés

Comme déjà expliqué préalablement, il existe des neutrons prompts, qui sont émis lors de la fission et des neutrons retardés, qui eux sont émis en moyenne une dizaine de secondes plus tard. Le comportement du réacteur est sensible aux neutrons retardés car leur proportion par rapport aux neutrons prompts augmente le temps de génération des neutrons, c'est à dire le temps moyen entre la fission qui crée le neutron et celle qui sera induite par ce neutron.

Dans les bases de données, nous pouvons trouver $\nu^i_{prompt}(E_n)$, le nombre de neutrons prompts émis lors de la fission de l'isotope i fonction du spectre neutronique, et $\nu^i_{retardé}(E_n)$, le nombre de neutrons retardés émis suite à une fission de ce noyau. Cette dernière valeur ne dépend pas fortement du spectre neutronique. Une première évaluation de la fraction des neutrons retardés exprimée en pcm [2] est alors donnée par :

$$\beta_0 = \frac{1}{\tau^{total}_{fission}} \sum_{i}^{Noyaux} \tau^i_{fission} \frac{< \nu^i_{retardé} >}{< \nu^i_{prompt} > + < \nu^i_{retardé} >} \tag{2.3}$$

Les valeurs moyennes de ν^i nécessitent la connaissance du spectre neutronique $\phi(E)$:

$$< \nu^i >= \frac{\int \phi(E)\nu^i(E)dE}{\int \phi(E)dE} \tag{2.4}$$

Pour évaluer β_0, nous faisons l'approximation que $< \nu^i_{retardé} > \simeq \nu^i_{retardé}(0,4 \text{ MeV})$, car 0,4 MeV correspond environ à l'énergie moyenne des neutrons. Les valeurs de $\nu_{retardé}$ sont en effet quasi constantes dans la base ENDF/B-VII.1, utilisée ici. Il est à noter que $< \nu^i_{prompt} >$ est évalué dans le code MCNP, qui extrait ces données de la base choisie pour la simulation, soit ENDF/B-VI.

Les neutrons retardés ne possèdent pas le même spectre en énergie que les neutrons prompts. Ils ont une énergie généralement plus faible et ils sont ainsi plus efficaces pour provoquer des fissions. Cet effet est évalué directement par MCNP, puis est pris en compte via la fraction de neutrons retardés efficace β_{eff}, calculée d'après la formule suivante :

$$\beta_{eff} = \frac{k_{eff} - k_{prompt}}{k_{eff}} \tag{2.5}$$

Dans ce cas, nous avons la même base de données pour les valeurs de $\nu^i_{retardé}$ et de ν^i_{prompt} (ENDF/B-VI ou JEFF-3.1).

Pour évaluer la fraction de neutrons retardés utile pour la réaction en chaîne, il faut également prendre en compte la circulation du sel combustible dans les boucles de recirculation. Les précurseurs étant emportés par la circulation du fluide, des neutrons retardés peuvent être émis dans une partie de la boucle de recirculation et ainsi ne pas contribuer à la réaction en chaîne en cœur. L'évaluation de l'effet de cette circulation du sel est complexe et doit se faire avec un code couplant la thermohydraulique et la neutronique avec un suivi des précurseurs afin de connaître la distribution spatiale des émissions de neutrons retardés.

Nous présentons ici un modèle simplifié pour évaluer l'effet de la circulation du sel sur la fraction de neutrons retardés utile. L'approche a été reprise des travaux de la thèse [27]. Il s'agit d'un modèle à une dimension. Nous suivons l'entrée et la sortie des précurseurs du cœur en considérant l'importance de leur contribution à la réaction en chaîne égale à 1 en cœur et 0 dans les boucles de recirculation. Comme il a été montré dans [27], la forme du flux selon la

2. La notation usuelle pour la fraction de neutrons retardés est le pcm (1 pour cent mille = 10^{-5})

Table 2.8: Fraction de neutrons retardés utile à la réaction en chaîne β_{utile} avec les valeurs intermédiaires de son évaluation, pour trois compositions du sel combustible étudiées : la composition initiale avec démarrage aux TRU, à l'^{233}U et la composition à l'équilibre

	Démarrage à l'^{233}U	Démarrage aux TRU	Équilibre
$< \nu_{prompt} >$	2,497	2,935	2,506
$< \nu_{retardé} >$	0,00829	0,01009	0,00905
β_0	330,8 pcm	342,6 pcm	359,7 pcm
β_{eff}	320,35 pcm	312,76 pcm	342,63 pcm
$\beta_{utile}/\beta_{eff}$	0,529	0,529	0,529
β_{utile}	169,46 pcm	165,45 pcm	181,25 pcm

hauteur Z n'influe que peu sur la fraction de neutrons retardés utile. Nous considérons donc la création des précurseurs selon une distribution sinusoïdale en cœur et nulle dans les boucles de recirculation. La fraction de neutrons retardés utile est alors évaluée selon la formule suivante :

$$\beta_{utile} = \beta_{eff} \frac{\sum_i \int C_i(z) P_i(z) dz}{\sum_i \int C_i(z) dz} \tag{2.6}$$

avec :

C_i : la densité des précurseurs du groupe i de neutrons retardés,

P_i : la probabilité des précurseurs du groupe i de décroître en cœur.

Pour la configuration du MSFR actuelle, la fraction de neutrons retardés utile pour la réaction en chaîne est diminuée par quasiment un facteur un demi par rapport à β_{eff} (voir table 2.8). En effet, dans ce modèle, pour une circulation très rapide, la distribution des précurseurs serait homogène en cœur et hors cœur ; du fait de la distribution volumique du sel de moitié en cœur ($\frac{V_{coeur}}{V_{total}} = 1/2$), ce facteur correctif a une limite de $0,5$.

Les travaux de [28] ont montré que la forme de l'écoulement du sel combustible a une influence non négligeable sur le facteur correctif allant jusqu'à 20-30%. En effet, plusieurs effets peuvent modifier la valeur de ce facteur correctif. D'une part, si l'écoulement du sel combustible est tel qu'il y a de la recirculation près d'une paroi par exemple, les précurseurs de neutrons retardés qui sont créés ou passent dans cette zone restent plus longtemps en cœur. D'autre part, l'importance de l'endroit d'émission des neutrons n'est pas homogène en cœur. Le neutron émis au centre du cœur a statistiquement une contribution plus importante à la réaction en chaîne qu'un neutron émis près de la paroi. La production des précurseurs est distribuée selon la même forme : plus important au centre qu'aux bords. Quand le sel combustible est injecté en bas du cœur, la composition est homogène, donc la distribution des précurseurs également. Ainsi une partie des précurseurs créés au centre du cœur lors d'un tour décroît près des parois durant les cycles de recirculation suivants. Il y a donc un effet globalement négatif sur le facteur correctif, dû à l'homogénéisation du sel combustible dans les boucles de recirculation.

2.3.2 Criticité et flux neutronique

Il est intéressant d'étudier l'inventaire initial critique de la matière fissile pour les deux types de démarrage présentés en section 2.2.2. Pour ce faire, nous fixons la proportion de noyaux lourds à 22,5%mol. L'ajustement se fait alors en équilibrant la proportion de matière fissile par rapport au thorium. Pour le démarrage avec des transuraniens, c'est un facteur multiplicatif des proportions du vecteur isotopique des TRU, présentés dans la table 2.7, qui est alors ajusté. Ce calcul est effectué en utilisant deux bases de données de sections efficaces neutroniques : ENDF/B-VI et JEFF-3.1.

Table 2.9: Inventaire initial ajusté pour atteindre $k_{eff} = \beta_{utile} + k_{prompt} = 1$ pour deux types de démarrage (TRU et ^{233}U) et pour deux bases de données (ENDF/B-VI et JEFF-3.1)

Démarrage à l'^{233}U				
	ENDF/B-VI		JEFF-3.1	
	k_{prompt} = 0,99835 ± 3 pcm		k_{prompt} = 1,00060 ± 50 pcm	
	k_{eff} = 1,00005 ± 3 pcm		k_{eff} = 1,00230 ± 50 pcm	
^{233}U	**2,515 %**	**4 861,5 kg**	**2,616 %**	**5 056,7 kg**
^{232}Th	19,985 %	38 465 kg	19,884%	38 270 kg
^{7}Li	77,499%	4 504,5 kg	77,499%	4 504,5 kg
^{6}Li	0,0775%	4,5 kg	0,0775%	4,5 kg
^{19}F	167,5%	26 402 kg	167,5%	26 402 kg
Démarrage aux TRU				
	ENDF/B-VI		JEFF-3.1	
	k_{prompt} = 0,99832 ± 3 pcm		k_{prompt} = 0,99917 ± 67 pcm	
	k_{eff} = 1,00002 ± 3 pcm		k_{eff} = 1,00087 ± 67 pcm	
^{237}Np	0,405 %	792,58 kg	0,397 %	786,07 kg
^{238}Pu	0,174 %	341,054 kg	0,17 %	338,26 kg
^{239}Pu	2,95 %	5 823 kg	2,89 %	5 775 kg
^{240}Pu	1,38 %	2 739 kg	1,35 %	2 716 kg
^{241}Pu	0,69 %	1 368,8 kg	0,67 %	1 357,5 kg
^{242}Pu	0,43 %	860,63 kg	0,422 %	853,56 kg
Pu	**5,64 %**	**11 925 kg**	**5,51 %**	**11 826 kg**
^{241}Am	0,22 %	434,95 kg	0,214 %	431,38 kg
^{243}Am	0,12 %	245,15 kg	0,1197 %	243,14 kg
^{244}Cm	0,052 %	103,69 kg	0,050 %	102,85 kg
^{245}Cm	0,0065 %	13,040 kg	0,0063 %	12,933 kg
TRU	**6,43 %**	**12 722 kg**	**6,30 %**	**12 616 kg**
^{232}Th	16,07 %	30 765 kg	16,2 %	31 408 kg
^{7}Li	77,499 %	4 481,025 kg	77,499 %	4 537 kg
^{6}Li	0,0775 %	kg	0,0775 %	kg
^{19}F	167,5 %	26 265 kg	161,7 %	25 670 kg

Nous pouvons observer dans la table 2.9 une différence importante entre les inventaires initiaux critiques pour les deux bases de données, surtout dans le cas du démarrage à l'^{233}U. Cet écart peut s'expliquer par les différentes évaluations des bases de données des sections efficaces de capture et de fission d'une part, et d'autre part de la variation du spectre neutronique due principalement aux sections efficaces de diffusion des noyaux légers (voir figure 2.11). Afin de mieux comprendre l'origine de ces différences, nous avons considéré les taux de réactions de la

composition de démarrage à l'^{233}U présentés dans la table 2.10.

Table 2.10: Taux de réactions d'une composition initiale de démarrage du réacteur à l'^{233}U (détaillée dans la colonne gauche de la table 2.9) pour deux bases de données ENDF/B-VI et JEFF-3.1

Taux de réaction $\tau = N\sigma\phi$ [mol/day]	ENDF/B-VI	JEFF-3.1
Taux de fission ^{233}U	13,1	13,1
Taux de capture ^{233}U	1,56	1,36
Taux de fission ^{232}Th	0,23	0,25
Taux de capture ^{232}Th	15,1	15,9
Taux de capture ^{6}Li	5,9 10^{-6}	6,0 10^{-6}
Taux de capture ^{7}Li	6,9 10^{-3}	7,6 10^{-3}
Taux de capture ^{19}F	0,15	0,13
Taux de capture Total	16,8	17,3
Taux de fission Total	13,3	13,3
Incertitude statistique	< 2 %	< 2 %
k_{prompt}	0.99835	0.97788
Incertitude statistique dk	3 pcm	79 pcm

Nous pouvons remarquer l'importance significative des sections efficaces de capture de l'^{233}U et du ^{232}Th, deux effets qui tendent à se compenser. La section efficace de l'^{233}U étant mal connue, les évaluations présentent des écarts importants, comme nous pouvons le constater sur la figure 2.7.

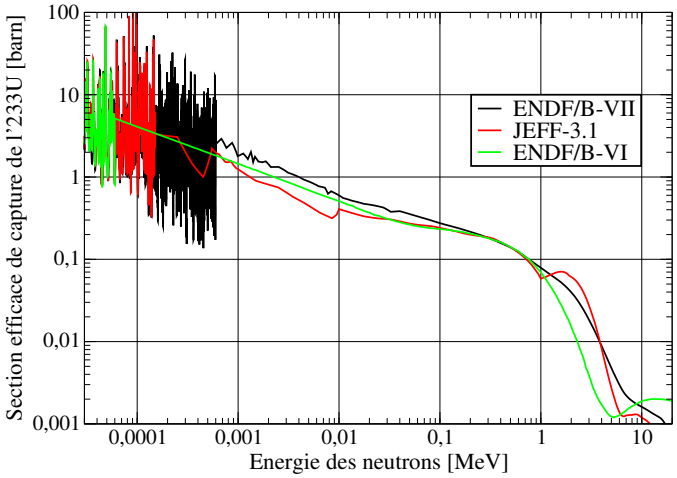

Figure 2.7: Sections efficaces neutroniques de capture (n,γ) de l'^{233}U extraits des bases ENDF/B-VI, ENDF/B-VII.1 et JEFF-3.1

Nous y observons que la région des résonances non-résolues ne commence pas à la même énergie pour les trois bases de données représentées. De plus, dans la zone des neutrons rapides (1 MeV - 20 MeV), nous observons des différences relativement importantes jusqu'à un facteur de 10. Dans la zone épi-thermique entre 0,001 MeV et 0,01 MeV, où le flux neutronique est très important, les sections efficaces de capture de l'^{233}U sont également différentes. Même si

les écarts sont moindres qu'en zone rapide, ils peuvent expliquer une partie des différences de la table 2.10.

Les évaluations de la section efficace de capture de ^{232}Th, illustrées sur la figure 2.8, présentent des légers écarts entre les évaluations d'ENDF/B-VI et de JEFF-3.1 dans certaines zones en énergie avec une superposition quasi-parfaite dans la région des résonances 10 eV - 5 keV. Ces légers écarts semblent jouer un rôle important cumulé à un déplacement du spectre neutronique provenant des sections efficaces de diffusion du fluor et lithium [3], détaillées dans la suite du paragraphe.

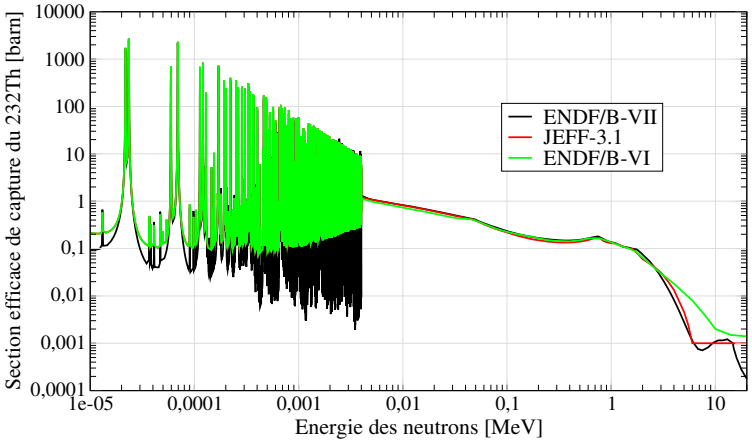

Figure 2.8: Sections efficaces neutroniques de capture (n,γ) du ^{232}Th extraits des bases ENDF/B-VI, ENDF/B-VII.1 et JEFF-3.1

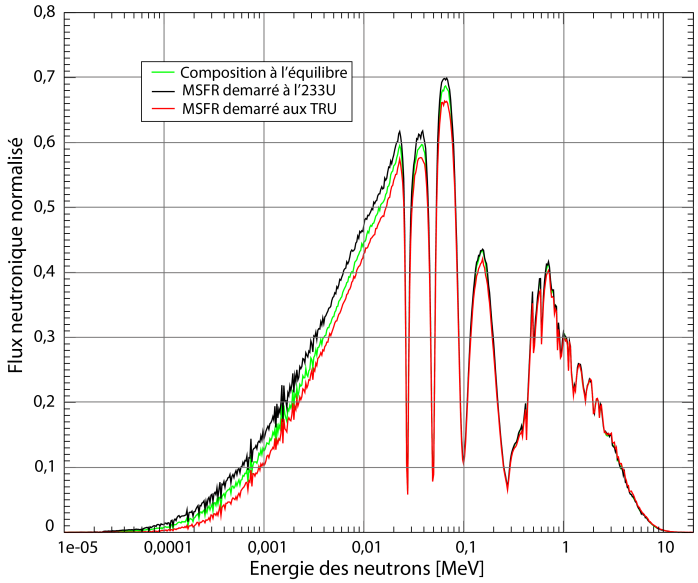

Figure 2.9: Spectre neutronique de la composition de démarrage à l'^{233}U, aux TRU et de la composition à l'équilibre, utilisant la base de données JEFF-3.1

3. Comme mentionné dans la section 2.2.4, les sections efficaces de fluor et de ^{7}Li utilisées dans les calculs d'ENDF/B-VI sont extraits de la base JENDL-3

Nous avons évalué le spectre neutronique pour les deux compositions au démarrage à l'^{233}U, aux TRU, et pour la composition à l'équilibre (voir figure 2.9). Nous pouvons voir une légère différence entre les trois spectres. Le spectre neutronique pour la composition au démarrage aux TRU est légèrement plus rapide que les deux autres, et celui à l'^{233}U plus thermique. Le spectre neutronique est globalement rapide mais du fait des noyaux légers de fluor et de lithium principalement, le spectre est légèrement thermalisé, illustré via la comparaison avec les spectres d'un REP et d'un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium (RNR-Na) sur la figure 2.10.

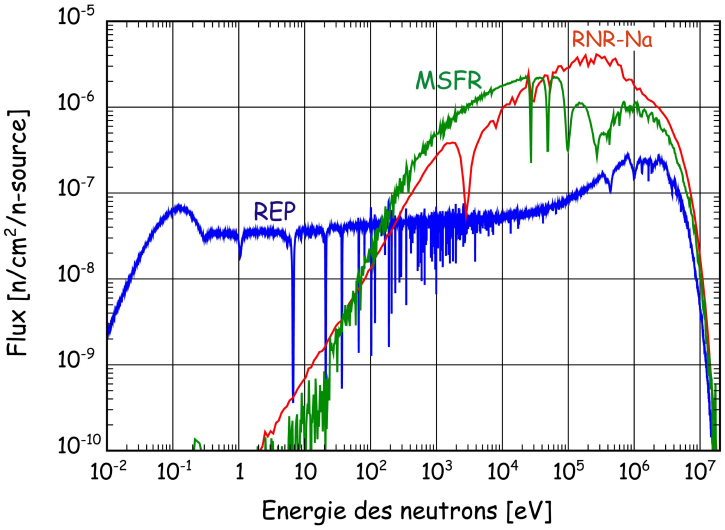

Figure 2.10: Spectre neutronique d'un REP (en bleu), d'un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium (en rouge) et du MSFR (en vert)

Comme nous pouvons voir sur le graphique de gauche de la figure 2.11, les sections efficaces du ^{19}F et du ^{7}Li, isotopes en grande quantité dans le sel combustible, présentent des pics de résonances de diffusion élastique et inélastique dans cette région, qui caractérisent le spectre. Notamment, nous pouvons observer l'effet des pics de résonance des sections efficaces sur le spectre neutronique dans la région entre 0,01 MeV et quelques MeV.

Nous avons également étudié l'influence des bases de données sur le spectre neutronique, présentée sur le graphique en bas de la figure 2.11. Pour le sel combustible de démarrage à l'^{233}U, seuls 4 noyaux sont présents dans la composition initiale. Cette composition a alors été utilisée pour étudier la sensibilité aux bases de données. Nous observons un écart non négligeable dans la région des énergies de neutrons entre 0,1 MeV et 1 MeV. La base de données JEFF-3.1 prédit un spectre légèrement plus rapide que les bases ENDF/B-VI et JENDL-3. En plus des différences importantes déjà signalées entre ces deux bases de données sur la section efficace (n,γ) de l'^{233}U, la section efficace inélastique du fluor a également été évaluée différemment dans les deux bases de données, comme montré sur la figure 2.11 (à droite). Ces différences de sections efficaces permettent bien d'expliquer une partie des écarts observés sur les spectres neutroniques. De façon plus générale, nous avons pu également vérifier que le spectre est sensible au choix de la base de données essentiellement à cause des sections efficaces des noyaux légers, ^{19}F et ^{7}Li, et non des noyaux lourds.

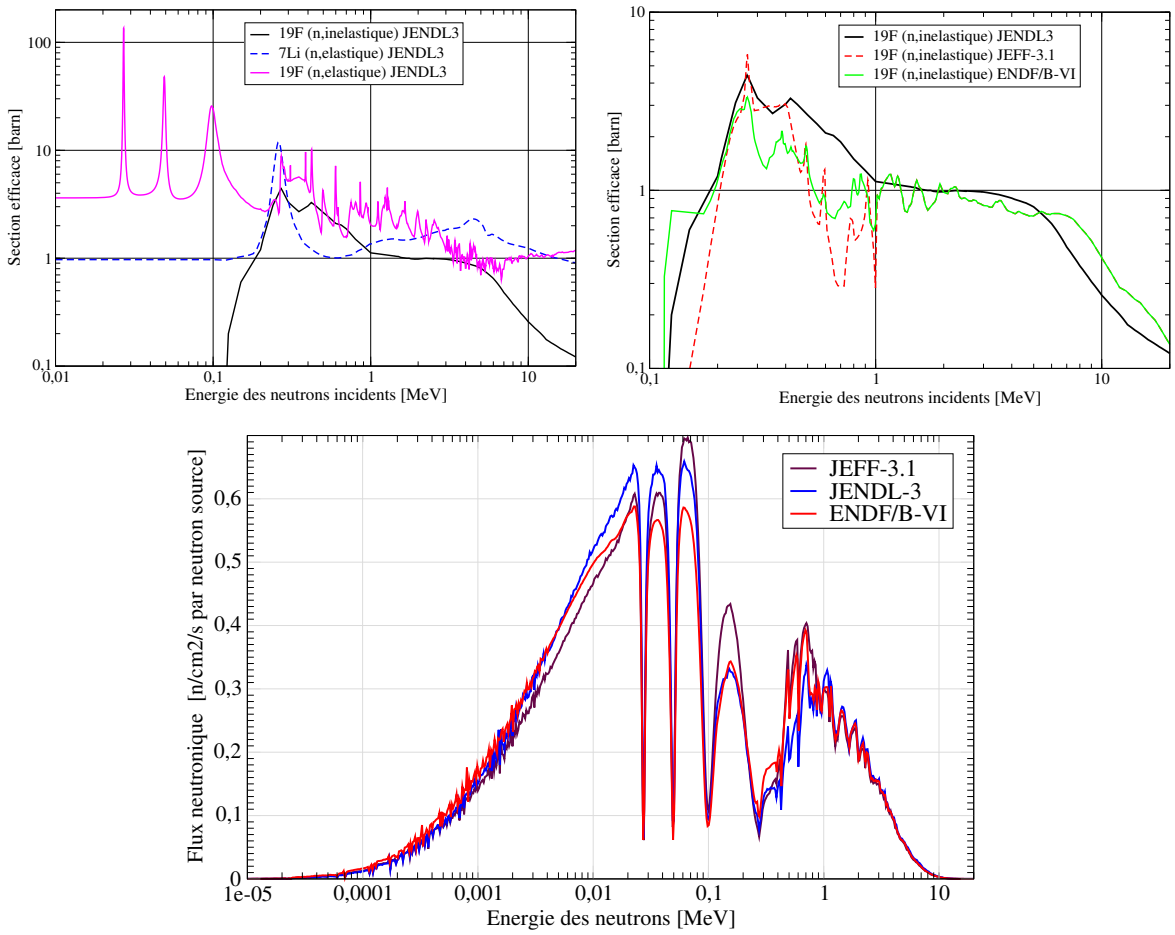

Figure 2.11: A gauche : Section efficace de diffusion élastique du ^{19}F et du ^{7}Li, et section efficace de diffusion inélastique du ^{19}F extraites de la base JENDL-3 ; à droite : Sections efficaces de diffusion inélastiques du ^{19}F extraites des bases JENDL-3, ENDF/B-VI et JEFF-3.1 ; En dessous : Spectre neutronique pour la composition du démarrage à l'^{233}U calculé avec les bases de données JENDL-3, ENDF/B-VI et JEFF-3.1

Après avoir étudié le flux neutronique dans le cœur du réacteur, nous nous intéressons à la distribution spatiale du flux neutronique dans le réacteur. Le flux de neutrons intégré sur l'énergie et moyenné sur chaque cellule est présenté dans la table 2.11. Nous pouvons remarquer que le flux dans l'échangeur de chaleur est inférieur d'un facteur 1000 à celui en cœur. Il est important de remarquer que ce flux ne présente que les neutrons qui viennent directement du cœur. Comme montré dans la section 2.1.5, la contribution essentielle du flux neutronique dans l'échangeur de chaleur provient des précurseurs des neutrons retardés.

Le flux neutronique est évalué à environ 10^{15} n/cm^2/s en surface des structures entourant le cœur. Dans la partie 2.3.5, nous discutons des effets d'irradiation neutronique sur les matériaux de structure.

Table 2.11: Flux neutronique total dans différentes cellules du réacteur extrait des simulations neutroniques

	en neutrons/cm^2/s
Flux moyen en cœur	3,413 10^{+15}
Flux moyen à la paroi de la couverture fertile	9,5 10^{+14}
Flux moyen au réflecteur supérieur (près de la surface)	9 10^{+14}
Flux moyen au réflecteur inférieur (près de la surface)	9 10^{+14}
Flux moyen dans l'échangeur de chaleur	3,5 10^{+11}
Flux moyen dans la couverture fertile	2,1 10^{+14}

2.3.3 Coefficients thermiques de contre-réactions

Le coefficient de contre-réactions est très important pour la sûreté. Il est évalué en calculant la variation du coefficient de multiplication k en fonction de la température. Des configurations identiques du réacteur à deux températures différentes, 925 K et 1025 K, sont utilisées pour évaluer ces coefficients de multiplication. Le coefficient des contre-réactions est déterminé de la façon suivante :

$$\frac{dk}{dT}(975\text{K}) = \frac{k(1025\text{K}) - k(925\text{K})}{100\text{K}} \tag{2.7}$$

La dilatation du sel induite par la variation de température est une des composantes du coefficient de contre-réactions et sera appelé ici $(\frac{dk}{dT})_{Dilatation}$. Dû au fait que le sel combustible joue également le rôle de caloporteur, le coefficient de vide du caloporteur est donc équivalent en première approximation à l'effet dû à la dilatation du sel combustible. L'autre composante des contre-réactions est appelée *l'effet Doppler* et est due aux élargissements des résonances des sections efficaces avec la température. Cet effet s'explique par l'agitation thermique des noyaux cibles sur lesquels arrivent les neutrons. Tous les pics d'absorption de neutron d'un tel noyau s'élargissent, voir le schéma de la figure 2.12.

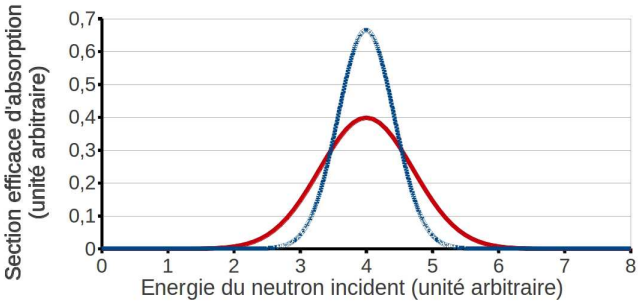

Figure 2.12: Représentation schématique de l'élargissement d'un pic de résonance dans la section efficace d'absorption en rouge pour T_2, en bleu pour T_1, avec $T_2 > T_1$

Les évaluations du coefficient de contre-réactions et de ses deux composantes ont été réalisées selon la formule 2.7, et sont présentées dans la table 2.12. Seules les incertitudes statistiques (égales à 1σ) associées au calcul MCNP présentées sont mentionnées.

Table 2.12: Coefficient de contre-réactions total et ses deux composantes due à l'effet Doppler et à la dilatation pour trois compostions du sel combustible en démarrant le réacteur à l'^{233}U et aux TRU ainsi que la composition à l'équilibre

Composition	dk/dT Doppler		dk/dT Dilatation		dk/dT Total	
Initiale démarrage à l'^{233}U	-3,74	± 0,19	-3,26	± 0,19	-6,67	± 0,19
Initiale démarrage aux TRU	-1,79	± 0,19	-2,73	± 0,19	-3,76	± 0,18
Équilibre	-2,34	±0,19	-2,98	± 0,19	-5,07	± 0,19

Le coefficient de vide du caloporteur, qui pour d'autres réacteurs en spectre rapide peut entraîner une augmentation de réactivité, implique dans le concept MSFR une diminution de réactivité, comme présenté dans la table 2.12. La dilatation du sel combustible implique donc une baisse de réactivité pour toutes les configurations du réacteur étudiées. Il en est de même pour le coefficient Doppler. Par conséquent, le coefficient de contre-réactions thermiques total (dilatation et effet Doppler) est bien négatif pour les différentes compositions de démarrage ainsi qu'à l'équilibre du sel combustible. Ce comportement de stabilité est très avantageux pour la sûreté du réacteur.

2.3.4 Calculs d'évolution

La simulation de l'évolution du réacteur est réalisée en respectant les contraintes décrites en 2.2.2. Afin de satisfaire les contraintes pour le sel combustible, les alimentations en matières fissile (^{233}U) et fertile (^{232}Th) sont ajustées en utilisant la méthode décrite dans [19].

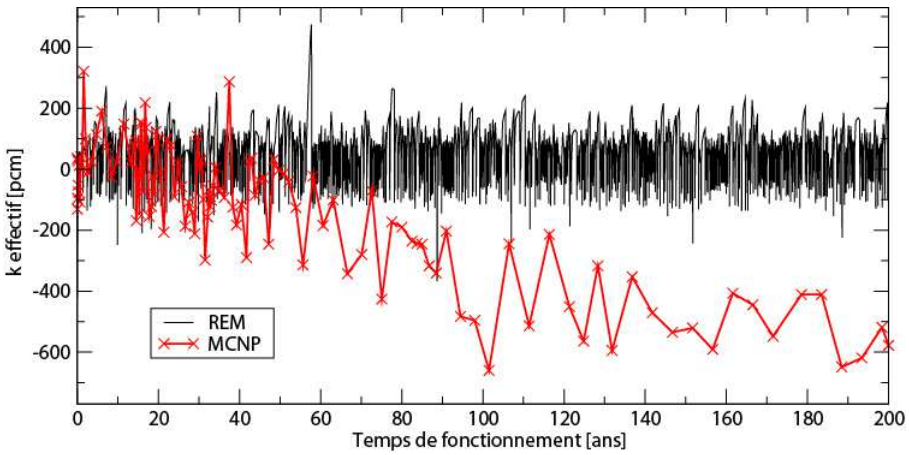

Figure 2.13: Évolution du coefficient de multiplication k_{eff} en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour la configuration de démarrage à l'^{233}U

La criticité est maintenue constante tout le long du fonctionnement avec une incertitude de $\delta k \simeq 200pcm$, comme nous pouvons le voir sur le graphique de la figure 2.13. Sur cette figure sont présentées l'estimation du coefficient de multiplication évaluée par REM, et son évaluation directe par MCNP. Nous pouvons constater un écart pour des temps de fonctionnement longs. Ce léger désaccord entre REM et MCNP est probablement dû à une section efficace considérée

dans un des types de calcul et oubliée dans l'autre. Cet écart n'a pourtant pas une influence importante sur les calculs d'évolution.

A titre d'exemple, la figure 2.14 montre l'alimentation en thorium du sel combustible et la production totale d'^{233}U. Sur le graphique de gauche, nous pouvons constater que le bilan de matière d'uranium est négatif pendant les quelques premières années (4-5 ans) de fonctionnement du réacteur, ce qui se traduit par le fait qu'il est nécessaire de rajouter de la matière fissile pour le fonctionnement. C'est seulement après cette période que le réacteur produit de la matière fissile qui peut être stockée.

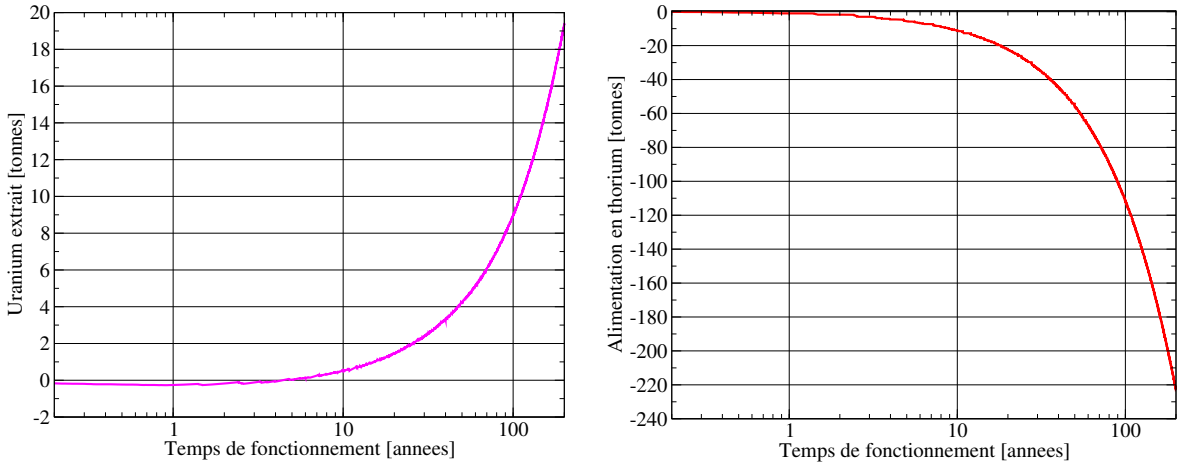

Figure 2.14: A gauche : production d'uranium, correspondant au bilan hors cœur : uranium produit dans la couverture - alimentation en uranium du sel combustible ; à droite : alimentation en thorium du sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur

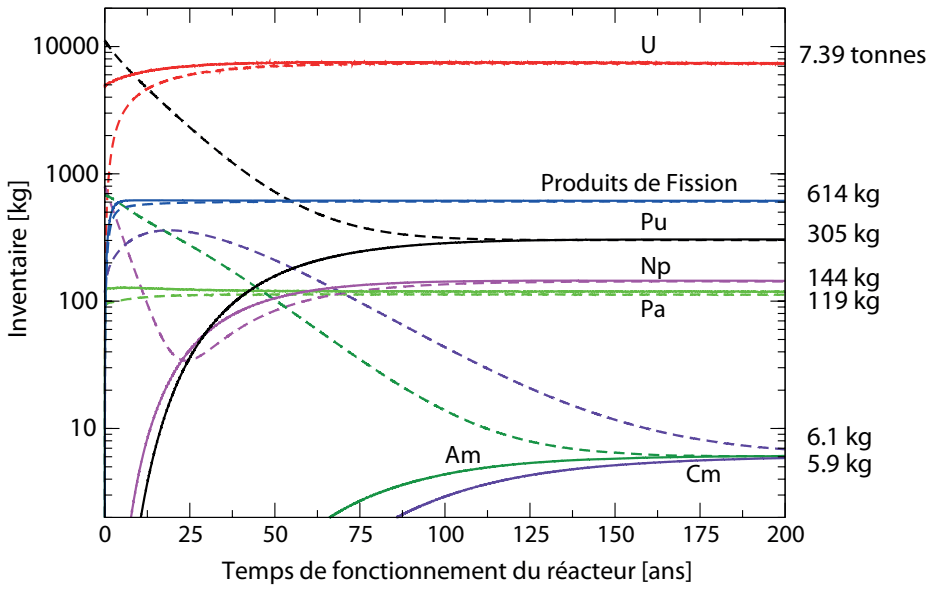

Figure 2.15: Évolution de la composition du sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour la configuration de démarrage à l'^{233}U en traits pleins et le démarrage aux TRU en traits pointillés

Table 2.13: Composition du sel combustible après 200 ans de fonctionnement

Isotope	Quantité en kg
Li	4 400
F	25 600
Total PF	614
Total Th/232Th	34 600
231Pa	10,0
233Pa	109
Total Pa	119
232U	12,7
233U	4 570
234U	1 740
235U	504
236U	556
Total U	7 390
Total Np/237Np	144
238Pu	161
239Pu	65,9
240Pu	57,1
241Pu	11,7
242Pu	9,83
Total Pu	305
241Am	2,88
242Am	$1{,}24\ 10^{-3}$
242mAm	0,118
243Am	3,08
Total Am	6,08
242Cm	0,242
243Cm	$4{,}02\ 10^{-2}$
244Cm	3,38
245Cm	1,13
Total Cm	5,86
Total Noyaux Lourds	42 600

Dans la simulation, nous utilisons pour l'alimentation du sel combustible en matière fissile un stock d'uranium composé uniquement d'^{233}U, donc ne correspondant pas au vecteur isotopique produit dans la couverture fertile. En réalité, l'^{233}U qui sera rajouté dans le sel combustible ne sera jamais pur mais, doté d'un faible contenu en ^{232}U favorable du point de vue de la non-prolifération. Cette approximation utilisée dans nos simulations n'a pas d'influence conséquente sur les résultats de l'évolution.

Nous pouvons regarder l'évolution de la composition du sel combustible, pour deux types de démarrage étudiés, comme illustré sur la figure 2.15. Nous observons que la composition devient stable au bout d'une centaine d'années de fonctionnement : la composition du sel combustible

du réacteur démarré aux TRU rejoint la composition à l'équilibre du réacteur démarré à l'^{233}U au bout d'une centaine d'années. Seules quelques actinides très lourds voient leur quantité augmenter, comme le curium par exemple. Grâce à cette mise à l'équilibre, la composition au bout de 100 ans de fonctionnement qui est appelée composition à l'équilibre ou composition de l'état stationnaire : la table 2.13 présente en détail cette composition isotopique.

Afin d'étudier la sur-(ré)génération du réacteur, nous évaluons le gain et le taux de régénération. Le premier est un bilan de matière fissile (^{233}U), et est défini de la façon suivante :

$$\text{Gain de régénération} = \frac{^{233}U_{Production} - ^{233}U_{Alimentation}}{\text{Temps de fonctionnement}} = [\text{kg/an}] \tag{2.8}$$

Le taux de régénération, basé sur les taux de réactions, s'exprime ainsi :

$$\text{Taux de régénération} = \frac{\tau_{\text{Décroissance du } ^{233}\text{Pa}}}{\tau_{\text{Absorption de l'}^{233}\text{U}}} \tag{2.9}$$

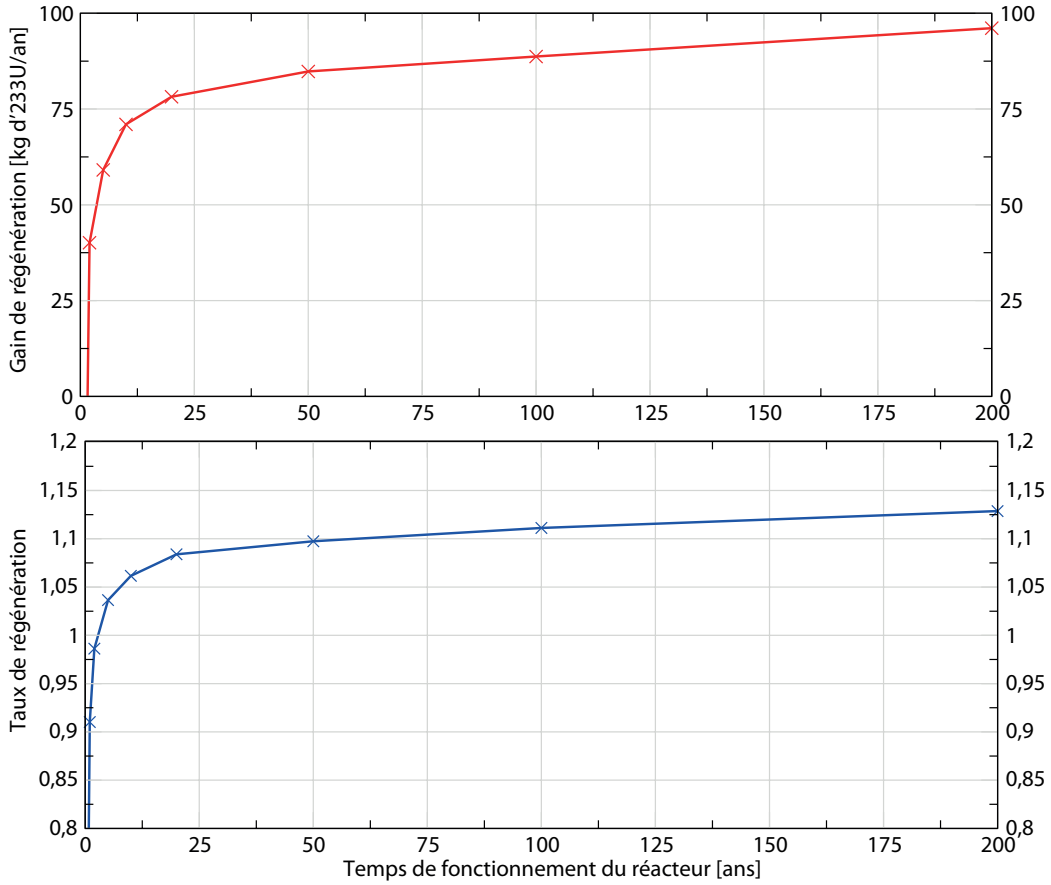

Figure 2.16: En haut : gain de régénération ; en bas : taux de régénération en fonction du temps de fonctionnement du réacteur

L'évaluation de ces deux facteurs est représentée sur la figure 2.16, nous observons bien les mêmes tendances pour les deux. Le taux de régénération, basé sur les taux de réaction, est impacté par les incertitudes statistiques liées aux calculs de MCNP, et possède donc une

incertitude plus importante que le gain de régénération. Cependant, le taux de régénération est un facteur plus facilement comparable avec d'autres réacteurs. Par exemple, quand sa valeur dépasse 1, le réacteur devient sur-générateur. Nous observons bien que la surgénération augmente rapidement pendant la première vingtaine d'années, et par la suite l'augmentation du taux de régénération est moindre. Nous n'avons pas représenté ces évaluations pour le réacteur démarré aux TRU ; en effet, en démarrant avec un type de fissile et en générant un autre, les bilans calculés en utilisant les mêmes définitions sont plus difficilement interprétables.

2.3.5 Dégâts d'irradiation aux matériaux de structure

La composition des matériaux de structure utilisée dans la simulation est donnée dans la table 2.6. Le flux de neutrons arrivant sur le réflecteur induit des réactions nucléaires et détériore la structure du matériau, ce qui a des effets néfastes sur la tenue de ces matériaux. Pour cela plusieurs types de dégâts d'irradiation sont évalués : les déplacements d'atomes (ou dpa), la production d'hélium ou d'hydrogène, et la transmutation de certains éléments.

Déplacements d'atomes

Les neutrons rapides ($E_n > 100$ keV) peuvent éjecter certains noyaux d'un matériau hors de leur site d'équilibre. Par diffusion élastique, ces noyaux éjectés perdent dans le matériau une énergie moyenne E_0 appelée énergie de dommage, créant à leur tour une cascade de déplacements par collision avec d'autres noyaux jusqu'à ce que l'énergie restante soit trop faible. Le nombre N_d de déplacements d'atomes dans le matériau, dus à cette énergie E_0, s'exprime alors comme [29] : $N_d = \kappa \frac{E_0}{2E_d}$, avec E_d : une énergie seuil, qui dépend du matériau, nécessaire pour déplacer un atome, et κ l'efficacité de déplacement d'atomes évaluée à 80%.

Ces déplacements induisent la création de défauts ponctuels dans le matériau, sous la forme d'atomes manquants (lacunes) ou supplémentaires (interstitiels) à parts égales dans le réseau cristallin. Ce phénomène, est exprimé en dpa (pour "déplacement par atome"). Le taux de déplacement par atome noté τ_d peut être calculé en connaissant le flux de neutrons ϕ dans le matériau considéré et la section efficace moyenne σ_e de mise en mouvement de noyaux à l'énergie E_0 :

$$\tau_d = \frac{\kappa}{2} \frac{E_0 \sigma_e \phi}{E_d} \tag{2.10}$$

Le produit $E_0\sigma_e$ est directement calculé dans nos simulations grâce à l'utilisation conjointe de NJOY et de MCNP, via la section efficace MT444, qui est exprimée en barns·MeV. Le taux de déplacement est alors calculé en utilisant $E_d = 40$ eV pour un alliage base nickel [29], et le résultat est représenté sur la figure 2.17.

Le taux de déplacements d'atome dans la première couche de 2 cm du réflecteur axial atteint des valeurs comprises entre 4-5 dpa/an, quasi constantes avec le temps d'irradiation. Ces taux sont plus élevés que dans un réacteur en spectre thermique (gaine du combustible REP $\sim$ 1 dpa/an), mais plus faibles que dans d'autres réacteurs à spectre rapide comme le Sodium Fast Reactor (gaine du combustible SFR $\sim$ 30 dpa/an), car les gaines d'un combustible solide sont soumises au maximum du flux neutronique contrairement aux matériaux de structure situés en périphérie du cœur du MSFR.

Production d'hélium et d'hydrogène

L'hélium est produit principalement par les réactions (n,α) sur le ^{58}Ni, sur le ^{59}Ni produit

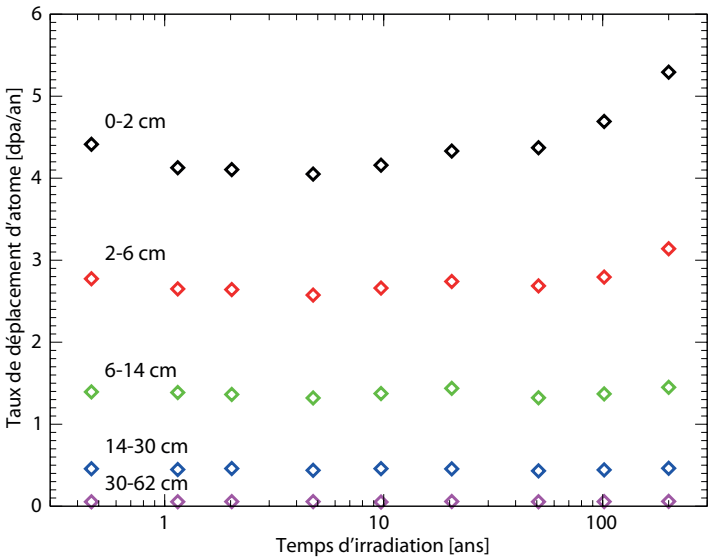

FIGURE 2.17: Taux de déplacements d'atome dans les matériaux de structure en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour des couches de profondeur différentes du réflecteur axial supérieur

suite à une capture neutronique sur le ^{58}Ni, ainsi que sur le ^{10}B. Les sections efficaces de production correspondantes sont illustrées sur la figure 2.18. La production d'hélium n'ayant pas été prise en compte lors de la conception de cet alliage, la quantité de ^{10}B pourrait être minimisé dans un alliage optimisé.

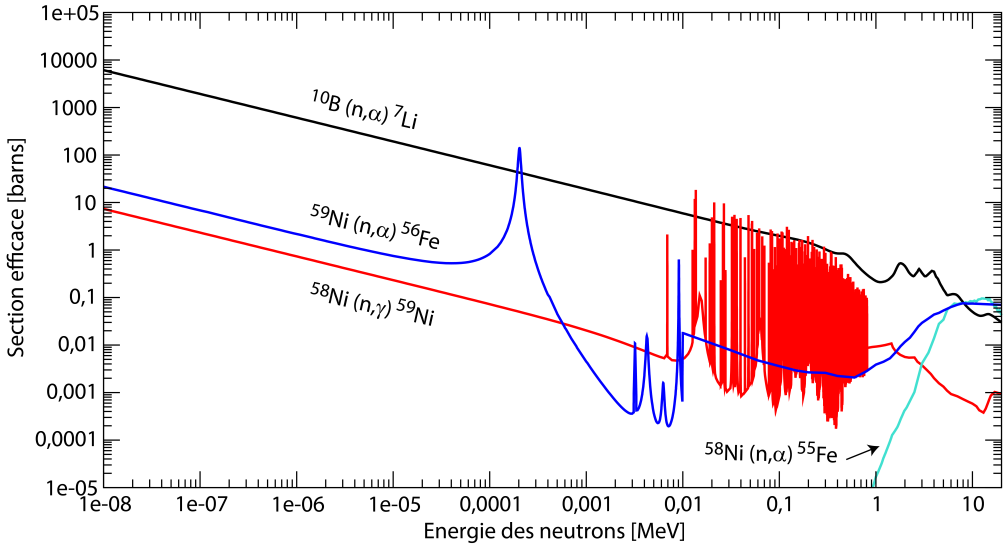

FIGURE 2.18: Sections efficaces contribuant à la production d'hélium dans l'alliage base nickel composant les réflecteurs

La production d'hélium dans le réflecteur axial est représentée sur le graphique de gauche de la figure 2.19. Il est à noter que la section efficace (n,α) du ^{59}Ni n'est pas disponible dans la base de données ENDF/B-VI, utilisée durant la majeure partie de cette thèse et notamment pour cette figure. La figure 2.20 présente la production de l'hélium tenant compte de la (n,α) sur le ^{59}Ni, en utilisant la base de données JEFF-3.1. En effet, nous pouvons observer une augmen-

tation permanente de la production de l'hélium, contrairement à celle évaluée avec ENDF/B-VI. L'hélium ainsi produit peut s'accumuler dans les joints de grains du matériau et fragiliser celui-ci.

L'hydrogène avec ses différents isotopes, deutérium et tritium, sont également produits dans le matériau. Le gaz d'hydrogène diffuse à priori suffisamment bien dans les matériaux pour ne pas s'accumuler. Néanmoins, sa production est étudiée et présentée sur le graphique de droite de la figure 2.19. Sur ces deux graphiques, nous pouvons observer que, comme attendu, les effets neutroniques sont fortement atténués dans le réflecteur. Nous pouvons le constater sur la production d'hélium et d'autant plus sur celle d'hydrogène. La production d'hydrogène est constante avec le temps d'irradiation, alors que l'hélium décroît légèrement sur la figure 2.19. Cela vient du fait que les noyaux responsables de la production d'hélium, principalement le ^{10}B, disparaissent peu à peu ou en d'autres termes, sont transmutés.

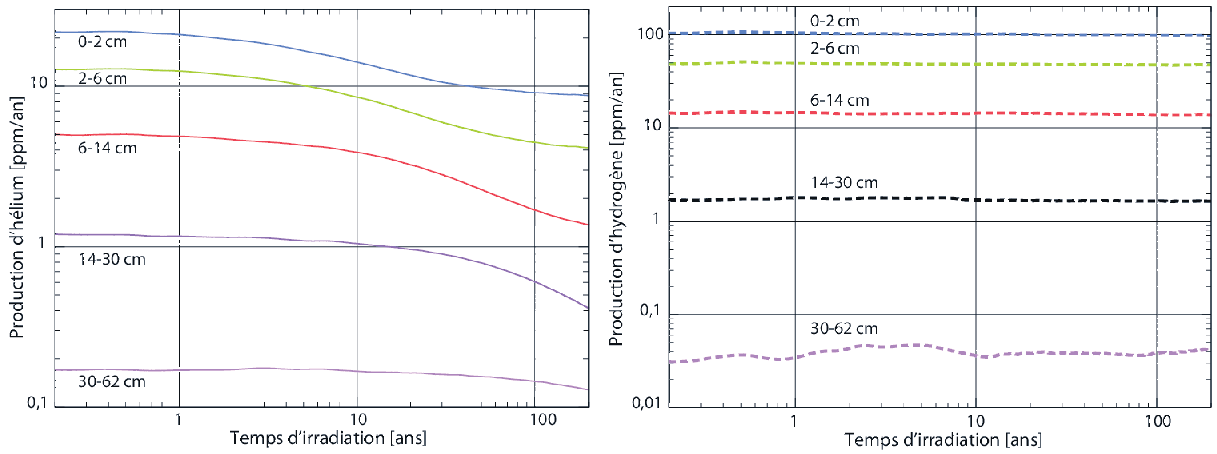

Figure 2.19: Production moyenne d'hélium (à gauche) et d'hydrogène (à droite) en fonction du temps d'irradiation pour différentes couches en profondeur du réflecteur axial supérieur

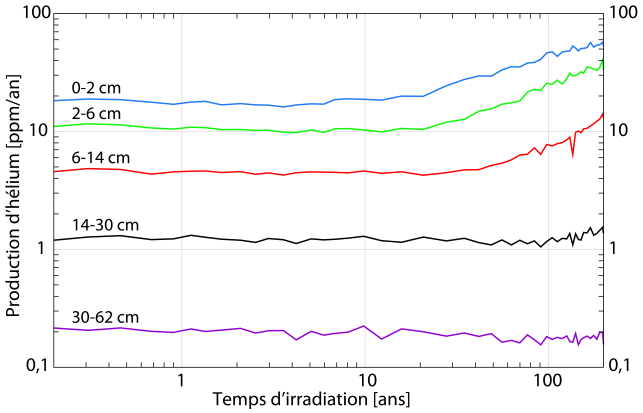

Figure 2.20: Production moyenne d'hélium en fonction du temps d'irradiation et de la profondeur à laquelle s'effectue cette production du réflecteur axial supérieur en utilisant la base de données JEFF-3.1

Transmutation du tungstène

Le flux de neutrons peut alors également transmuter certains atomes du matériau, c'est à

dire changer leurs espèces chimiques par réaction nucléaire. Ce changement d'espèce peut avoir des conséquences sur la tenue du réflecteur. En étudiant l'évolution de la composition du matériau, nous constatons que le tungstène présent en quantité importante dans la composition initiale disparaît par réaction nucléaire sous l'effet de l'irradiation.

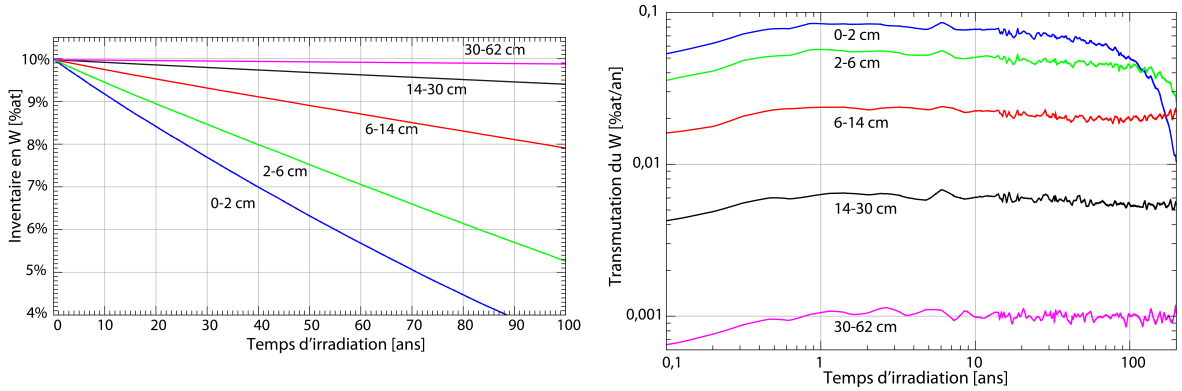

Figure 2.21: A gauche : inventaire en tungstène ; à droite : taux de transmutation du tungstène en fonction du temps d'irradiation et de la profondeur à laquelle s'effectue cette production du réflecteur axial supérieur

Comme nous pouvons le voir sur le graphique de gauche de la figure 2.21, la quantité de tungstène décroît significativement dans les premières couches du réflecteur. Dans la couche proche de la surface (0-2 cm) par exemple, au bout d'une dizaine d'années, 1%at sur 10%at présents initialement est transmuté. Les taux de transmutation équivalents aux pentes observées du graphique de gauche de la figure 2.21 sont présentés sur le graphique de droite. Ce taux de transmutation est évalué en utilisant la définition suivante :

$$\tau_W^{transmutation}(t) = \frac{1}{\delta t}\frac{Q_W(t+\delta t) - Q_W(t)}{Q_{Total}(t)} \tag{2.11}$$

avec $Q_W(t)$ le nombre d'atomes de tungstène dans la couche du réflecteur,
Q_{Total} le nombre total des atomes dans la couche du réflecteur.

Nous observons une différence importante due à l'atténuation du flux dans les profondeurs du réflecteur. Les fluctuations présentes sur le graphique sont d'origine statistique. Nous pouvons constater que, globalement, le taux de transmutation est constant avec le temps. Pour la première couche cependant, nous pouvons observer une décroissance du taux de transmutation pour des temps d'irradiation très longs, car la quantité de tungstène présente dans la matière devient très faible à très long terme et la probabilité de réaction nucléaire avec les neutrons incidents est ainsi fortement diminuée. Les valeurs du taux de transmutation au bout d'un an d'irradiation sont regroupées dans la table 2.14.

Bilan

Les dégâts d'irradiation neutronique évalués dans les premières couches du réflecteur axial sont résumés dans la table 2.15. Rappelons que les calculs présentés ici correspondent à des valeurs moyennées dans une épaisseur sur toute la largeur du réflecteur. Une découpe radiale permettrait d'évaluer les dégâts associés à la partie centrale du réflecteur, plus élevés que ceux

Table 2.14: Taux de transmutation du tungstène dans le réflecteur axial supérieur après un an d'irradiation

Profondeur	$\tau_W^{transmutation}(t)$ en %at/an
0-2 cm	0,08
2-6 cm	0,05
6-14 cm	0,02
14-30 cm	0,006
30-62 cm	0,001

en périphérie.

Table 2.15: Trois types de dégâts d'irradiation neutronique évalués dans les premières couches du réflecteur axial supérieur ; évaluations faites en moyennant les valeurs obtenues entre 6 mois et 10 ans, ce qui correspond à des valeurs plus réalistes au vu du remplacement régulier prévu pour ces couches ; production d'He évaluée sur 10 ans de fonctionnement avec la base de données JEFF-3.1

Épaisseur	Déplacements d'atome	Production d'He	Transmutation du Tungstène
0-2 cm	4,1 (+/- 0,2) dpa/an	17,5 (+/- 1) ppm/an	0,080 (+/- 0,005) at%/an
2-6 cm	2,7 (+/- 0,1) dpa/an	11 (+/- 1) ppm/an	0,050 (+/- 0,005) at%/an

Cette étude montre que les couches les plus proches de la surface, donc soumises au maximum d'irradiation, devront être remplacées régulièrement ou avoir une composition isotopique bien spécifique, comme par exemple appauvrie en ^{58}Ni. Parmi les trois types de dégâts étudiés ici, la production d'hélium semble être l'effet le plus contraignant. Des études plus poussées et surtout des études expérimentales sont nécessaires afin de définir le matériau le plus adapté aux contraintes de fonctionnement du MSFR et pour comprendre son comportement sous irradiation.

2.3.6 Comparaison des résultats entre partenaires

Dans le cadre du benchmark neutronique, nous avons comparé les résultats qui nous ont été fournis par les différents partenaires. Le détail de ces comparaisons est en cours de rédaction dans le livrable correspondant du projet EVOL. Nous ne présentons ici que quelques points intéressants afin d'illustrer les résultats du benchmark.

Avant de détailler les comparaisons des calculs, nous présentons brièvement les codes utilisés par les partenaires du projet.

Présentation des outils

Delft University of Technology (TU Delft)

Le code de neutronique développé et utilisé au sein de TU Delft s'appelle DALTON. Il s'agit d'un code déterministe utilisant les sections efficaces calculées par SCALE [30] [31]. DALTON utilise un maillage de 68 × 78 cellules et calcule le flux neutronique avec des équations de diffusion multi-groupe incluant neuf groupes d'énergie et six groupes de précurseurs des neutrons retardés.

Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR)

Le code utilisé à HZDR pour les calculs neutroniques du MSFR est un code déterministe, basé sur HELIOS 1.10 avec une librairie interne de 47 groupes d'énergie [32].

Kurchatov Institute (KI)

Les calculs effectués par KI sont basés sur le code probabiliste de MCNP-4B, couplé au code ORIGEN 2.1 qui résout les équations d'évolution dans le temps.

Politecnino di Milano (POLIMI)

Les collègues de POLIMI ont effectué les évaluations du benchmark neutronique avec le code probabiliste SERPENT modifié [33] et le code déterministe ERANOS [34] modifié également, afin de tenir compte de l'évolution isotopique de la composition pour les deux codes.

Politecnico di Torino (POLITO)

Les résultats fournis par POLITO sont évalués avec un code déterministe et un code probabiliste. Le code probabiliste utilisé est le code SERPENT [35]. Les calculs de SERPENT ont été utilisés pour générer les trois groupes de sections efficaces utilisées dans le code déterministe DYNAMOSS [36] basé sur le modèle de diffusion multi-groupe avec une géométrie cylindrique (R-Z), développée spécialement pour l'étude des réacteurs à sels fondus, pour tenir compte du mouvement des précurseurs des neutrons retardés.

Calculs statiques

Nous commençons par présenter la comparaison de l'ajustement critique pour les deux types de démarrage du MSFR à l'^{233}U et aux TRU (voir figures 2.22 et 2.23).

MSFR démarré à l'^{233}U				
Elément	LPSC ENDF-B6	TU Delft ENDF-B7	POLITO JEFF-3.1.1	KI ENDF-B5,6
$k_{effective} = 1$				
Th	19.985 %mol	19.886 %mol	19.94893 %mol	-
233U	2.515 %mol	2.614 %mol	2.55107 %mol	-
Δk	5 pcm	-	12/4.6 pcm	-
$k_{prompt} = 1$				
Th	19.98 %mol	-	-	20.02 %mol
233U	2.52 %mol	-	-	2.48 %mol
Δk	56 pcm	-	-	609 pcm

Figure 2.22: Inventaire critique ajusté par différents partenaires/codes pour le MSFR démarré à l'^{233}U avec $k_{eff} = k_{prompt} + \beta_{utile} = 1$ ou $k_{prompt} = 1$

Les inventaires critiques ajustés par les différents partenaires sont assez similaires malgré la variété des codes et bases de données utilisés. Nous pouvons néanmoins remarquer que l'inventaire en ^{233}U présente une sensibilité particulière, cet écart semble être dû à la base de données utilisée. Comme nous l'avons mentionné précédemment, les sections efficaces (n,γ) de l'^{233}U et du ^{232}Th ont été évaluées en effet différemment selon les bases de données (voir figure 2.7 et 2.8). L'écart observé sur l'inventaire critique de l'^{233}U est dû majoritairement à cet effet.

MSFR démarré aux TRU			
Elément	LPSC ENDF-B6 $k_{effective}$	POLITO JEFF-3.1.1 $k_{effective}$	KI ENDF-B5,6 k_{prompt}
Th	16.0681 %mol	16.3803 %mol	16.2 %mol
Pu	5.6279 %mol	5.3547 %mol	5.50 %mol
Np	0.4052 %mol	0.3855 %mol	0.400 %mol
Am	0.3409 %mol	0.3243 %mol	0.33 %mol
Cm	0.058 %mol	0.0551 %mol	0.057 %mol
Δk	3 pcm	15/4.7 pcm	153 pcm

Figure 2.23: Inventaire critique ajusté par différents partenaires/codes pour le MSFR démarré aux TRU avec $k_{eff} = k_{prompt} + \beta_{utile} = 1$ ou $k_{prompt} = 1$

Nous avons pu également comparer les spectres neutroniques résultant des différents calculs. Au vu de la sensibilité du spectre à la base de données utilisée décrite précédemment (voir section 2.3.2), nous avons tout d'abord comparé les spectres obtenus avec des codes probabilistes pour une même base de données (JEFF-3.1).

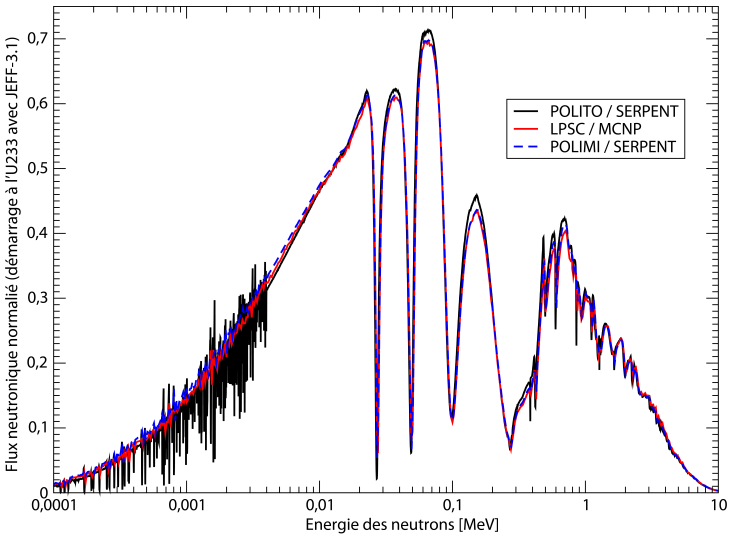

Figure 2.24: Spectre du flux neutronique évalué avec des codes probabilistes par POLIMI (SERPENT), POLITO (SERPENT) et LPSC (MCNP) en utilisant la base de données JEFF-3.1

La figure 2.24 montre que les trois spectres neutroniques évalués avec les codes probabilistes se superposent quasi-parfaitement. La légère différence observée, dans la région autour de l'eV, est due au nombre de pas utilisés pour la visualisation du spectre. Le spectre évalué par POLITO comporte en effet un nombre de pas plus important que celui utilisé par le LPSC et POLIMI. De plus, nous pouvons remarquer qu'il y a un léger décalage du spectre de POLITO avec ceux du LPSC et de POLIMI dans la région comprise entre 0,01 MeV et 1 MeV. Cet effet est certainement dû à une reconstruction différente des sections efficaces dans la zone des résonances non résolues. Une étude détaillée est en cours.

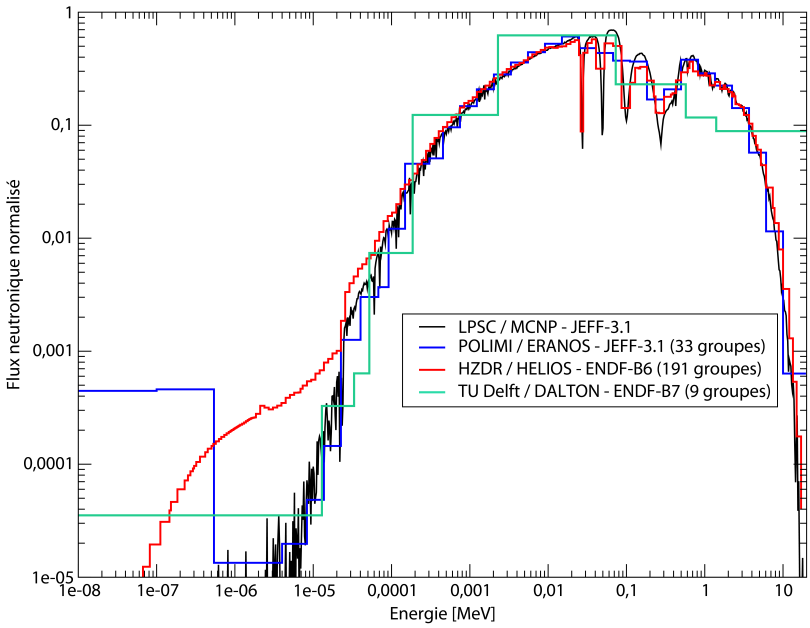

Figure 2.25: Spectre du flux neutronique évalué avec des codes déterministes par POLIMI (ERANOS), TU Delft (DALTON) et HZDR (HELIOS), comparé au spectre continu obtenu au LPSC (MCNP)

Sur le graphique de la figure 2.25, nous avons présenté les spectres obtenus par les partenaires utilisant des outils déterministes. Nous pouvons remarquer un bon accord global. L'évaluation de HZDR présente un spectre plus thermique, dû à la prise en compte dans le calcul d'un flux moyenné sur l'ensemble des structures entourant le cœur du réacteur. Cet effet ajoute une composante thermique de neutrons plus importante. L'évaluation de POLIMI basée sur le code ERANOS a une contribution également plus importante dans le spectre thermique, ceci est probablement dû à une imprécision numérique. Au vu de la valeur du flux très faible dans cette région du spectre, ces approximations ou imprécisions n'ont pas d'impact notoire sur les calculs.

Démarré à l'^{233}U	LPSC ENDF/B6	POLITO JEFF-311	POLIMI SERPENT			POLIMI ERANOS JEFF-3.1	TU Delft ENDF-B7
			JEFF-3.1		ENDF-B7		
			Ecoul. nominal	Ecoul. uniforme			
β_0 [pcm]	330	315,1	310		-	-	310
β_{eff} [pcm]	320	305,7	305		317,8	318 ,1	290
β_{circ}/β_{eff}	0,529	0,3837	0,479	0,407	-	0,540	0,430
β_{circ} [pcm]	169,46	117,3	146	124	-	171,9	124,6

Figure 2.26: Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de démarrage du MSFR à l'^{233}U évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC

Nous nous sommes également intéressés à la fraction efficace de neutrons retardés (voir les définitions dans la section 2.3.1), dont les évaluations pour la composition de démarrage du MSFR à l'^{233}U sont résumées sur la figure 2.26. Dans ce cas, les calculs de la fraction β_0 de neutrons retardés diffèrent de l'ordre de seulement 20 pcm, et sont donc en accord étant données

les différentes méthodes de calcul et bases de données utilisées. Comme rappelé en section 2.3.1, les neutrons retardés contribuent à la fission avec une efficacité différente de celle des neutrons prompts. La prise en compte de cet effet sur la fraction de neutrons retardés, bien que faible, est visible sous forme d'une diminution de l'ordre de 10 pcm de β_{eff} par rapport à β_0 dans tous les calculs. La circulation du sel combustible fait diminuer la fraction de neutrons retardés d'un facteur de l'ordre de 0,5. Cependant les évaluations de ce facteur diffèrent selon la méthode utilisée par les partenaires. Les évaluations de TU Delft et de POLIMI (basées sur la base de données JEFF-3.1) utilisent un modèle plus précis de cette évaluation, notamment du profil de circulation du sel, ce qui a une influence de l'ordre de 20-30 pcm.

Démarré aux TRU	LPSC ENDF/B6	POLITO JEFF-311 (voir section 3.2.5)	POLIMI SERPENT			POLIMI ERANOS JEFF-3.1	TU Delft ENDF/B7
			JEFF-3.1		ENDF/B7		
			Ecoul. nominal	Ecoul. uniforme			
β_0 [pcm]	342,6	343	334		-	-	-
β_{eff} [pcm]	312,76	-	302		301,9	302,1	-
β_{circ}/β_{eff}	0,529	-	0,487	0,391	-	0,552	-
β_{circ} [pcm]	165,45	-	147	118	-	166,7	-

Figure 2.27: Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de démarrage du MSFR aux TRU évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC

Pour la composition du MSFR démarré aux TRU, les fractions de neutrons retardés β_0 et β_{eff} présentent des écarts faibles, inférieurs à 10 pcm, selon les différentes bases de données et méthodes de calcul (voir figure 2.27). La différence entre β_{eff} et β_0, ici de l'ordre de 30 pcm, est plus importante que celle observée pour la composition de démarrage à l'^{233}U. Par ailleurs, le rapport β_{circ}/β_{eff} montre une sensibilité plus importante au profil de l'écoulement, jusqu'à 30 pcm. De plus, nous pouvons observer l'importance de la prise en compte du profil de l'écoulement par rapport à des modèles plus simples - comme cela est visible dans l'écart allant jusqu'à 50 pcm entre les évaluations de LPSC ou POLIMI (ERANOS), qui utilisent des modèles à une dimension ne tenant pas compte du profil d'écoulement, et les évaluations plus complètes de POLIMI (SERPENT).

Composition à l'équilibre	LPSC ENDF/B6	POLITO JEFF-311 (voir section 3.2.5)	POLIMI SERPENT			POLIMI ERANOS JEFF-3.1	TU Delft ENDF/B7
			JEFF-3.1		ENDF/B7		
			Ecoul. nominal	Ecoul. uniforme			
β_0 [pcm]	359,7	-	-		-	-	322
β_{eff} [pcm]	342,63	-	319,9		340,8	334,2	307
β_{circ}/β_{eff}	0,529	-	-	-	-	0,537	0,435
β_{circ} [pcm]	181,25	-	-	-	-	179,5	133,64

Figure 2.28: Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de l'équilibre évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC

Pour la composition à l'équilibre, des tendances similaires peuvent être observées sur la figure 2.28. Globalement, il est à noter que la composition du MSFR démarré aux TRU présente la fraction de neutrons retardés utile à la réaction en chaîne la plus faible, alors que celle de la composition à l'équilibre est la plus importante.

KI (ENDF-B6)	Densité	Doppler	Erreur	Total
Démarré 233U	-2,8	-4,7	± 0,2 pcm/K	-7,5
Démarré TRU	-2,7	-1,6	± 0,2 pcm/K	-4,3
Equilibre (100 ans)	-2,5	-3,4	± 0,2 pcm/K	-5,9

LPSC (ENDF-B6)	Densité	Doppler	Total
Démarré 233U	-3,6	-2,6	-6,3 ± 0,1 pcm/K
Démarré TRU	-2,2	-1,5	-3,8 ± 0,1 pcm/K
Equilibre (100 ans)	-3,2	-2,2	-5,4 ± 0,3 pcm/K

POLITO (JEFF-31)	Densité	Doppler	Total
Démarré ^{233}U	Analogue : -3,42 ± 0,05 Implicite : -3,41 ± 0,02	Analogue : -3,15 ± 0,05 Implicite : -3,13 ± 0,02	Analogue : -6,52 ± 0,06 Implicite : -6,53 ± 0,022
Démarré TRU	Analogue : -2,85 ± 0,04 Implicite : -2,82 ± 0,01	Analogue : -1,29 ± 0,04 Implicite : -1,31 ± 0,01	Analogue : -4,11 ± 0,07 Implicite : -4,15 ± 0,02

TU Delft	Densité/Vide	Doppler	Total
Démarré 233U	-2,58	-4,39	-6,97
Démarré TRU			
Equilibre (100 ans)			-5,27

POLIMI	MSFR démarré 233U			MSFR démarré TRU		
	ENDF-B7	ENDF-B6	JEFF 3.1	ENDF-B7	ENDF-B6	JEFF 3.1
Doppler	-1,63 ± 0,06	-1,78 ± 0,06	-1,64 ± 0,06	-3,73 ± 0,07	-3,77 ± 0,06	-3,84 ± 0,07
Density	-2,75 ± 0,06	-2,78 ± 0,06	-2,92 ± 0,06	-3,55 ± 0,07	-3,20 ± 0,07	-3,45 ± 0,07

Figure 2.29: Coefficients de contre-réaction thermique densité et Doppler évalués pour les compositions de démarrage et la composition à l'équilibre par KI, LPSC et POLIMI

Le coefficient de contre-réactions thermique pour un démarrage aux TRU est plus faible en valeur absolue que ceux évalués pour les autres compositions (voir la figure 2.29). Pour cette composition initiale, nous pouvons observer un très bon accord entre les différentes évaluations. Les calculs effectués par POLIMI avec des différentes bases de données montrent que ce coefficient n'est que faiblement sensible à la base de données. L'évolution du coefficient de contre-réactions évaluée au LPSC présente une stabilité du coefficient de densité, et une augmentation en valeur absolue du coefficient Doppler, en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, comme illustré sur la figure 2.31. Les deux composantes du coefficient de contre-réactions de la composition à l'équilibre évaluées par KI et LPSC présentent de légères différences acceptables au vu des incertitudes associées à ces évaluations, tout en gardant un coefficient total en bon accord.

La composition initiale au démarrage à l'^{233}U présente le coefficient de contre-réactions le plus négatif, comme illustré sur la figure 2.31. Les deux contributions de ce coefficient comportent quelques désaccords selon les différentes évaluations, allant jusqu'à 2 pcm/K. L'évaluation par le LPSC et le KI de ces coefficients montre un biais systématique mais les mêmes tendances dans

l'évolution en fonction du temps de fonctionnement, notamment une diminution de la valeur absolue du coefficient Doppler et une stabilité du coefficient de densité.

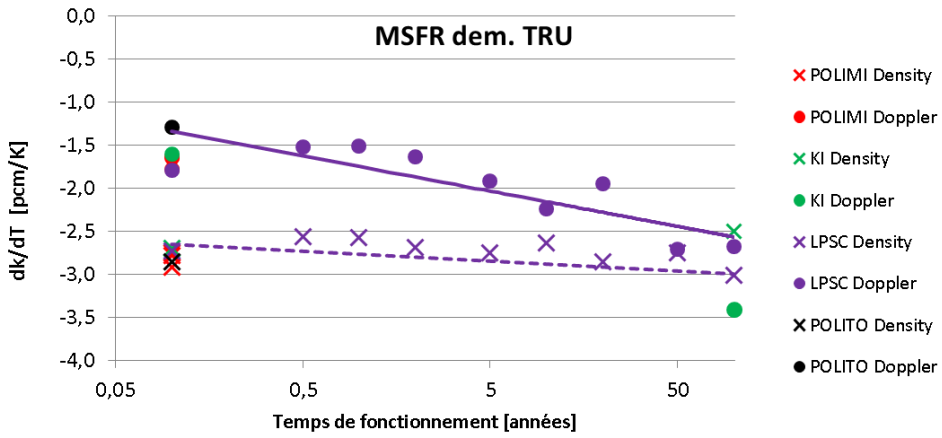

Figure 2.30: Évolution du coefficient de contre-réactions en fonction du temps de fonctionnement du MSFR suite pour un démarrage aux TRU, correspondant aux données des tables de la figure 2.29

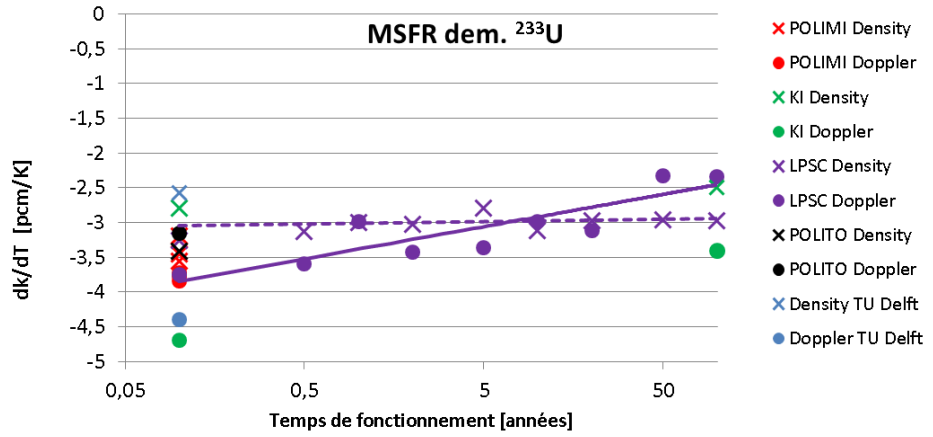

Figure 2.31: Évolution du coefficient de contre-réactions en fonction du temps de fonctionnement du MSFR suite pour un démarrage aux TRU, correspondant aux données des tables de la figure 2.29

Calculs d'évolution

Les calculs d'évolution n'ont pas été réalisés par tous les partenaires d'EVOL, seulement par ceux disposant de l'outil de simulation adapté. Des résultats intéressants ont pu néanmoins être comparés.

La figure 2.32 présente l'évolution des inventaires des noyaux lourds et des produits de fission pour le MSFR démarré aux TRU, inventaires calculés par le LPSC, KI et POLIMI (SERPENT) et utilisant la même base de données ENDF/B-VI. Les évaluations des inventaires de tous les noyaux lourds et l'ensemble des produits de fission sont en très bon accord.

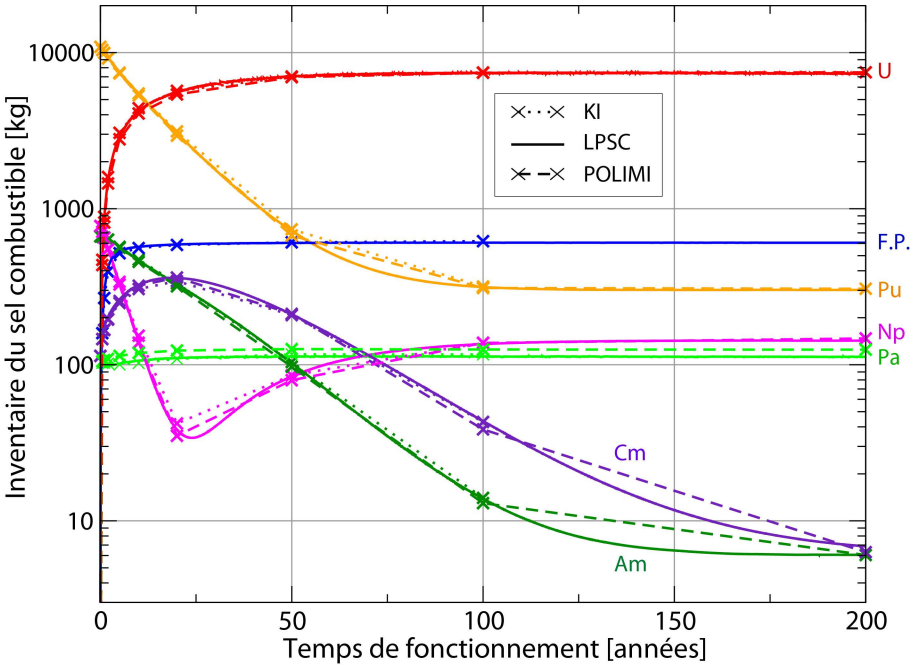

Figure 2.32: Évolution des inventaires du sel combustible en noyaux lourds et des produits de fission évaluée par POLIMI (SERPENT), KI et LPSC utilisant la même base de données ENDF-B.VI

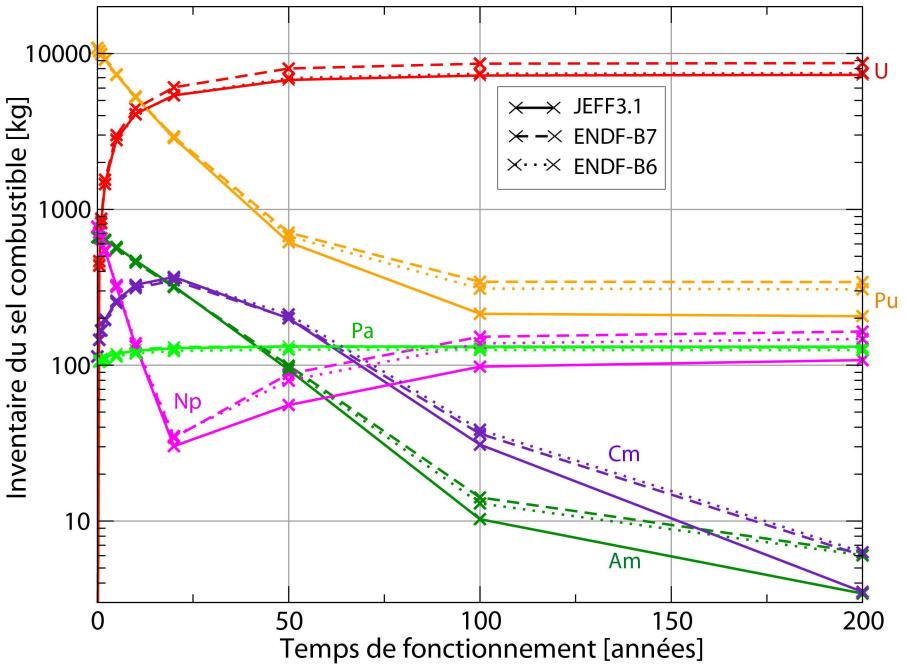

Figure 2.33: Évolution des inventaires du sel combustible en noyaux lourds et des produits de fission des évaluations de POLIMI (SERPENT) utilisant trois différentes bases de données ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1

Nous avons également étudié l'évolution des inventaires en noyaux lourds pour le MSFR démarré aux TRU, extrait des évaluations de POLIMI (SERPENT), utilisant trois bases de don-

nées différentes : ENDF/B-VI, ENDF/B-VII.0 et JEFF-3.1 (voir figure 2.33). Les évaluations des inventaires de tous les noyaux lourds présentent des écarts, qui augmentent avec le temps de fonctionnement du réacteur. Cette différence, due uniquement au choix de la base de données, peut être observée sur l'inventaire de l'uranium, neptunium, plutonium, américium et le curium. Par contre, la quantité de protactinium ne présente pas d'écart significatif. Une analyse plus détaillée de chaque isotope est présentée dans la suite.

La figure 2.34 montre l'évolution de la quantité d'uranium, et plus spécifiquement de l'isotope ^{233}U. Nous n'avons sélectionné ici que les résultats utilisant la même base de données ENDF-B.VI. Nous pouvons observer un très bon accord entre les différents outils. Cet accord montre que les différentes contraintes d'évolution définies dans la section 2.2.3 ont bien été prises en compte de la même manière dans les différents calculs, tel l'ajustement de la criticité pendant le fonctionnement du réacteur.

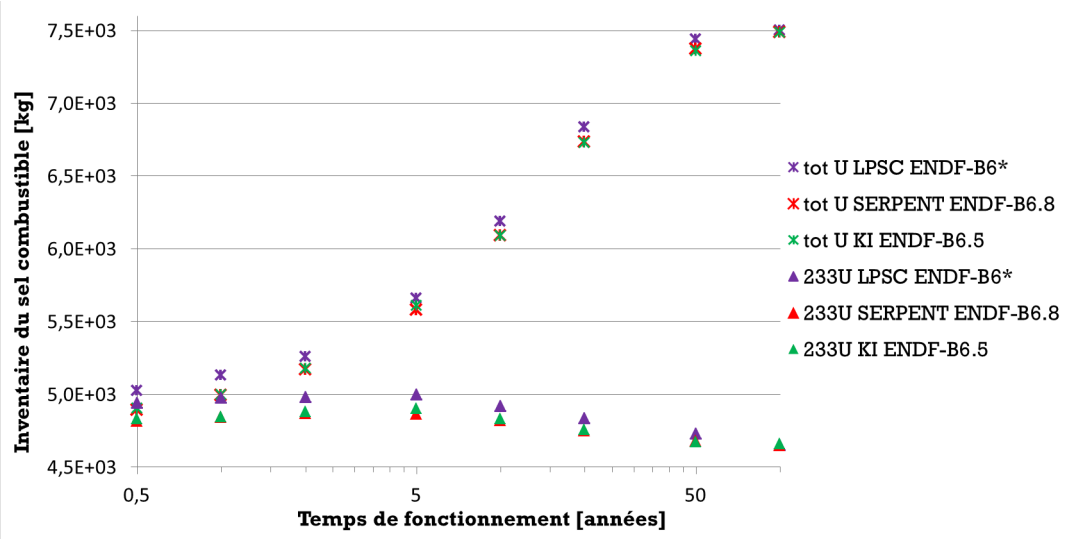

Figure 2.34: Évolution de l'inventaire du sel combustible en uranium et en ^{233}U des évaluations de POLIMI (SERPENT), KI et LPSC utilisant la même base de données ENDF-B.VI

Les études réalisées par POLIMI avec le code SERPENT sont présentées sur la figure 2.35, avec les bases de données ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1. Nous pouvons à nouveau observer l'influence sur l'évolution de l'inventaire de la section efficace (n,γ) de l'^{233}U différente selon les bases de données. Nous pouvons également remarquer une importante différence sur l'inventaire total en uranium pour la base ENDF-B.VII. Tout en gardant le même inventaire en ^{233}U, les autres isotopes d'uranium sont ici produits en plus grande quantité avec cette base de données. Entre les bases de données JEFF-3.1 et ENDF-B.VI, nous n'observons que de légères différences inférieures à 10 % sur la quantité totale d'uranium et d'^{233}U.

L'inventaire en plutonium a également été comparé (voir la figure 2.36). Nous pouvons en déduire des conclusions similaires à celles pour l'uranium. La base de données a ici aussi une influence importante sur l'évolution des isotopes du plutonium, notamment pour le ^{238}Pu. Pour la même base de données, les différents codes étudiés ici sont en parfait accord.

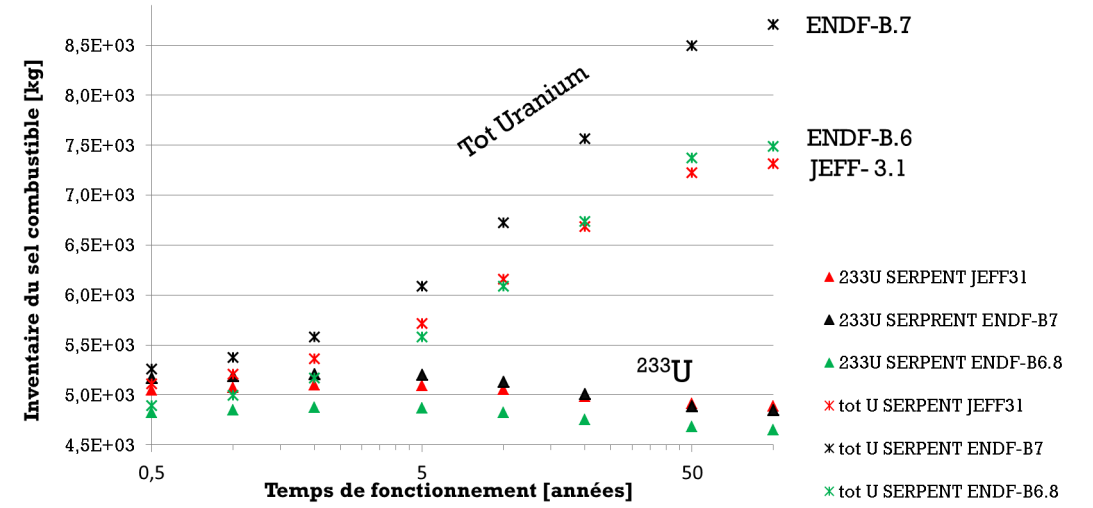

Figure 2.35: Évolution de l'inventaire du sel combustible en uranium et en ^{233}U des évaluations de POLIMI (SERPENT) utilisant trois différentes bases de données ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1

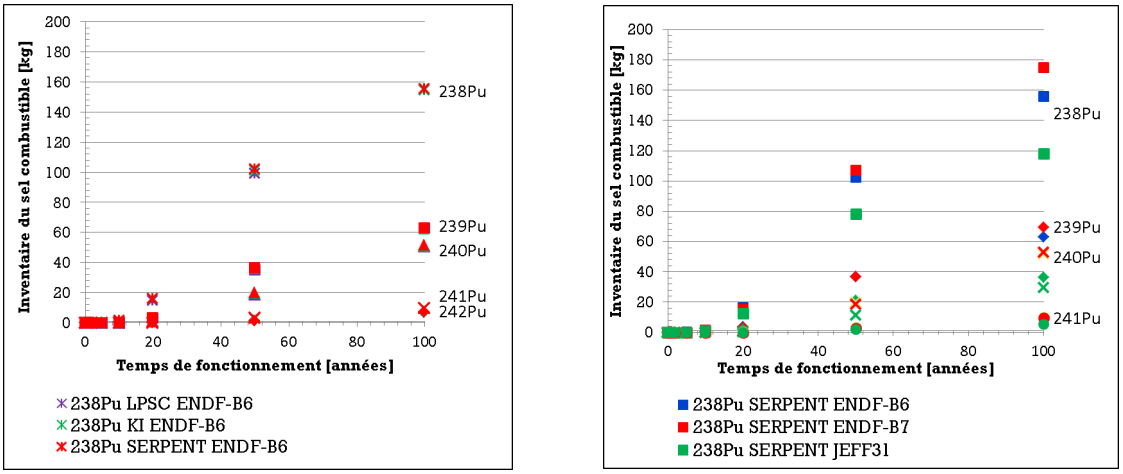

Figure 2.36: A gauche : évolution de l'inventaire des isotopes de plutonium évalué par POLIMI (SERPENT), KI et LPSC avec la même base de données ENDF-B.VI ; à droite : évolution de l'inventaire du sel combustible des isotopes de plutonium évalué par POLIMI (SERPENT) avec trois différentes bases de données (ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1)

Parmi les contraintes imposées dans le benchmark, l'extraction des produits de fission a été définie. Nous pouvons comparer l'implémentation de cette extraction en étudiant l'inventaire des produits de fission en cœur pendant le fonctionnement du réacteur, évalué avec les différents codes (voir figure 2.37). Nous avons pu constater que les calculs avec le code de KI, TU Delft et le nôtre sont en très bon accord sur ce point. Nous pouvons également observer que, pour le code d'évolution basé sur ERANOS, l'inventaire en produits de fission est nettement moindre. Ceci s'explique par la gestion de l'inventaire en produits de fission implémentée dans le code d'évolution basé sur ERANOS, certains noyaux des arbres de décroissance étant supprimés comme

précisé dans les documents [37] [33].

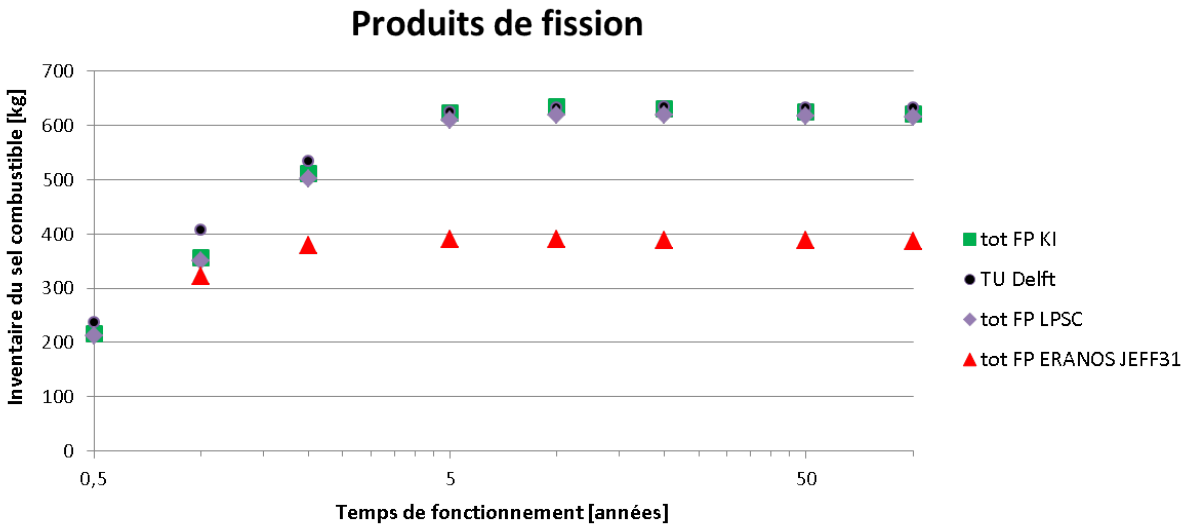

Figure 2.37: Évolution de l'inventaire des produits de fission dans le sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur

En conclusion, les résultats du benchmark recueillis et analysés jusque-là peuvent se résumer ainsi :

- Une influence importante du choix de la base de données a été observée sur les calculs de criticité, du spectre du flux neutronique et de l'évolution des inventaires en uranium et plutonium. Les écarts obtenus par comparaison des codes de calcul sont moindres que ceux constatés lors de l'étude de sensibilité aux bases de données.
- Les calculs d'évolution sont en bon accord, ce qui contribue à la validation des codes de simulation utilisés pour ce type de réacteur à spectre rapide et combustible liquide.
- Quelques différences observées entre les codes lors de l'évaluation des variables statiques sont actuellement à l'étude.

2.4 Transitoires de fonctionnement du MSFR

2.4.1 Principes de fonctionnement du réacteur

Tout d'abord, nous allons expliciter les procédures de contrôle de réactivité et de puissance du réacteur, tel qu'envisagées à l'heure actuelle. Pour illustrer ceci, des transitoires de pilotage seront présentés dans la section 2.4.5 après la présentation des outils utilisés. Trois outils différents ont été utilisés pendant cette thèse pour le calcul des transitoires, c'est à dire d'évolution du réacteur d'un état initial vers un état final donnés. Tout d'abord le modèle cinétique point adapté à un combustible liquide est détaillé, suivi d'un modèle plus complexe, dit le modèle cinétique point par zone, basé sur les équations de la cinétique point avec un suivi du mouvement des précurseurs et finalement le code, COUPLE, basé sur un couplage de la neutronique à la thermohydraulique sont explicités.

Contrôle de la réactivité

La géométrie du sel combustible dans l'espace critique est configurée de manière à atteindre la criticité à la température nominale. En cas de variation de la réactivité en cœur, le coefficient de contre-réactions assure une stabilisation de la puissance sur une température plus élevée en cas d'augmentation de réactivité, et plus basse en cas de baisse de réactivité. La criticité est donc contrôlée intrinsèquement par la température du sel combustible.

Contrôle de la puissance

Pendant le fonctionnement normal du réacteur, le sel combustible circule au débit nominal, et sa puissance de fissions est entièrement contrôlée par la puissance extraite dans les échangeurs de chaleur. A puissance de fission nulle, la puissance extraite est égale à la puissance résiduelle, correspondant à la chaleur produite par désintégration des produits radioactifs. Le chapitre 4 est entièrement dédié à ce sujet.

Procédure d'arrêt du réacteur

A l'heure actuelle, le passage du sel combustible du cœur en configuration sous-critique est assuré en déplaçant le combustible vers le réservoir de la vidange à puissance de fission nulle. Il s'agit d'un réservoir équipé de systèmes de refroidissement passifs et actifs, qui accueille et garde le sel combustible dans une géométrie qui assure la sous criticité avec une marge de sûreté appropriée.

En cas d'arrêt du refroidissement dans le circuit combustible, par exemple pour une maintenance sur les boucles de recirculation, le sel combustible doit être évacué par ce système de vidange. Ce système est en cours de dimensionnement, voir l'annexe B. En effet, l'absence de refroidissement du sel combustible mène à l'augmentation de sa température qui, elle, conduit à l'arrêt de la réaction en chaîne, grâce au coefficient de contre-réactions négatif du MSFR (voir la table 2.12). Cette caractéristique intrinsèque assure donc l'arrêt de la réaction en chaîne. Néanmoins, il reste la puissance résiduelle émise par le sel combustible qui continue à le chauffer. Il faut donc s'assurer qu'on pourra évacuer cette chaleur efficacement et aussi longtemps que nécessaire afin que les matériaux de structure ne soient pas soumis à des températures trop importantes. La conséquence majeure de la présence de la puissance résiduelle est liée directement à la tenue en température des matériaux de structure.

La procédure exacte de démarrage n'est pas définie à l'heure actuelle.

2.4.2 Modèle de cinétique point

Pour les simulations de transitoires, nous avons tout d'abord utilisé un modèle mathématique simple : le modèle cinétique point. Cette approximation consiste à factoriser le flux neutronique afin de découpler l'évolution spatiale et énergétique d'un côté, et l'évolution temporelle de l'autre. Les hypothèses de ce modèle sont une distribution uniforme des fissions en cœur, une propagation et une extraction de chaleur instantanées. Ce modèle a été adapté en se basant sur les travaux de la référence [27] sur le suivi des précurseurs des neutrons retardés pour un réacteur à combustible liquide. Une précision de l'adaptation du modèle est décrite dans l'annexe G. Le modèle utilisé inclut le jeu suivant d'équations de cinétique des réacteurs :

$$\rho(t) = \frac{dk}{dT}(1-\rho(t))^2[T(t)-T_0] + I(t) \tag{2.12}$$

$$\frac{\partial P}{\partial t}(t) = \frac{\rho(t) - \beta_{utile}}{l(1-\rho(t))} P(t) + A \sum_i \lambda_i C_i(t) \tag{2.13}$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial t}(t) = \frac{\beta^i_{utile} P(t)}{l(1-\rho(t))A} - \lambda_i C_i(t) \tag{2.14}$$

$$\frac{\partial T}{\partial t}(t) = \frac{P(t) - P_0}{C_p d} \tag{2.15}$$

et

$$\beta^i_{utile} = \frac{\lambda_i}{\lambda_i + a_i} \beta_i \tag{2.16}$$

$$a_i = \frac{(1 - exp(-\lambda_i \tau(1-\delta))) \cdot (1 + exp(-\lambda_i \tau \delta))}{((1 + exp(-\lambda_i \tau(1-\delta))) \cdot \frac{(1-exp(-\lambda_i \tau \delta))}{(\lambda_i \tau \delta)} + 2\frac{\lambda_i \tau \delta}{\pi^2}(1 - exp(-\lambda_i \tau)))\tau\delta} \tag{2.17}$$

avec

t : Temps écoulé depuis le début du transitoire,

ρ : Réactivité,

$\frac{dk}{dT}$: Coefficient de contre-réactions thermiques (Doppler et densité),

T : Température moyenne du sel combustible,

T_0 : Température moyenne nominale, utilisée aussi comme température initiale du transitoire,

$I(t)$: Insertion de réactivité,

P : Densité de puissance dans le cœur du réacteur,

β^i : Fraction de neutrons retardés du groupe i des précurseurs,

β^i_{utile} : Fraction de neutrons retardés du groupe i des précurseurs utile à la réaction en chaîne, due à la circulation du sel,

$\beta_{utile} = \sum_i \beta^i_{utile}$: Fraction de neutrons retardés totale utile à la réaction en chaîne,

l : Durée de vie moyenne de neutrons,

C_i : Densité des précurseurs du groupe i,

λ_i : Constante de décroissance du groupe i,

A : Facteur de normalisation,

P_0 : Densité de puissance extraite nominale du réacteur,

C_p : Capacité calorifique massique,

d : Masse volumique du sel,

τ : Temps de circulation du sel combustible,

δ : Fraction du volume du sel combustible en cœur.

Le coefficient introduit a_i prend en compte la sortie des précurseurs hors du cœur, ainsi que l'injection des précurseurs qui rentrent dans le cœur. Ce coefficient dépend de la distribution spatiale des précurseurs, qui dépend de la distribution du flux. Nous avons pris ici l'hypothèse d'une répartition stationnaire des précurseurs selon une sinusoïdale sur l'axe vertical. La fraction utile des neutrons retardés β_{utile} est alors modifiée grâce à ce coefficient.

Il est important de remarquer que le suivi des précurseurs selon ces équations peut être évalué pour une vitesse constante lors d'un transitoire. La chaleur résiduelle peut être prise en compte uniquement pour les transitoires de baisse de puissance extraite. De plus, cette dernière ne peut qu'être instantanée.

2.4.3 Modèle de cinétique point par zone

Pour obtenir un meilleur suivi des précurseurs des neutrons retardés, un modèle plus complexe a été développé dans le cadre du stage d'Axel Laureau, comme détaillé dans le rapport [38]. L'avantage de ce modèle est de pouvoir suivre les précurseurs pendant une évolution de l'état du réacteur avec le temps, autrement dit pendant un transitoire. La circulation est modélisée via des cellules en déplacement selon un mouvement piston. Comme illustré sur la figure 2.38 où chaque cercle correspond à une cellule, plusieurs blocs de cellules se déplacent en parallèle selon des débits fixés initialement pour obtenir une température uniforme en haut du cœur alors que la distribution de puissance en cœur [4] n'est pas homogène.

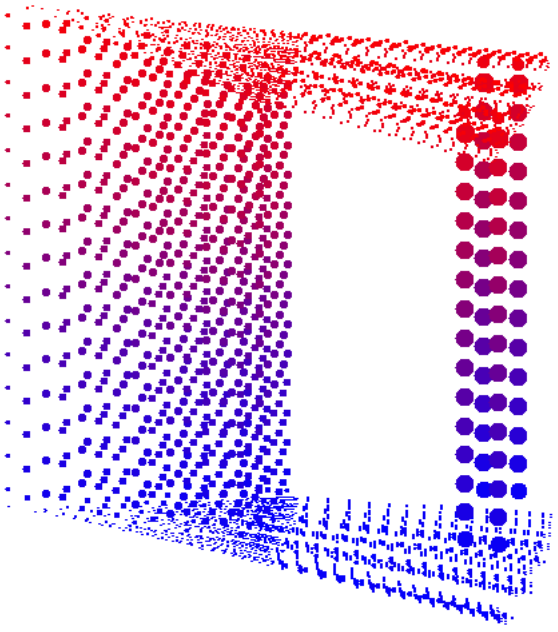

Figure 2.38: Distribution de température représentée sur une tranche du réacteur, en cœur et hors cœur, modélisée avec le modèle de cinétique point par zone

4. Produit d'une fonction sinus selon la hauteur et d'une fonction de Bessel J_o selon le rayon pour un cœur cylindrique

Ce modèle est basé sur la définition de deux maillages, un fixe et l'autre mobile. Le maillage fixe est utilisé pour le calcul de certaines propriétés neutroniques, telles la réactivité et la puissance des fissions. Le maillage mobile est lié aux mouvements et propriétés du fluide (abondance des précurseurs, température...). L'écoulement du sel combustible est associé au déplacement des cellules mobiles. Une projection des variables des cellules du maillage mobile est alors réalisée sur les cellules du maillage fixe ($\mathrm{T}_{fluide} \rightarrow \mathrm{T}_n$, $\mathrm{X}_{fluide} \rightarrow \mathrm{X}_n$). Inversement, après la résolution des équations de la cinétique point (réactivité, puissance), les variables des cellules mobiles sont à leur tour modifiées à partir des cellules fixes.

Grâce à cette division spatiale du cœur, la réactivité totale est définie comme la somme des contributions à la réactivité de chaque cellule, avec un poids spécifique à la réactivité attribué à chaque cellule. Le coefficient $\alpha_n = \left(\frac{dk}{dT}\right)_n$ représente la composante locale pour la cellule fixe n du coefficient de contre-réactions global du réacteur. Nous pouvons pondérer les contre-réactions locales par rapport à la fraction de flux neutronique de la cellule, faute de le faire par rapport au flux adjoint non disponible ici. Les coefficients de contre-réactions doivent respecter :

$$\frac{dk}{dT} = \sum_{n \subset Coeur} \left(\frac{dk}{dT}\right)_n = -5 \text{ pcm/K} \tag{2.18}$$

Les équations du modèle de la cinétique point par zone s'expriment alors ainsi :

Réactivité : $$\rho(t) = \sum_{n \subset Coeur} \rho_n(t) = \sum_{n \subset Coeur} \left(\left(\frac{dk}{dT}\right)_n (T_n(t) - T_n^0) + I_n(t) \right) \tag{2.19}$$

Puissance : $$\frac{\partial P}{\partial t}(t) = \frac{\rho(t) - \beta}{l(1 - \rho(t))} P(t) + \sum_{n \subset Coeur} \sum_i \lambda_i X_i^n(t) \tag{2.20}$$

Contribution à la puissance du groupe i des précurseurs :

$$\frac{\partial X_i^{fluide}}{\partial t}(t) = \frac{\beta_i P_{fluide}(t)}{l(1 - \rho)} - \lambda_i X_i^{fluide}(t) \tag{2.21}$$

Température : $$\frac{\partial T_{fluide}}{\partial t}(t) = \frac{P_{fluide}(t)}{C_p d_{fluide}(d)} \tag{2.22}$$

avec

$fluide$: Indicateur des cellules mobiles, qui transportent les précurseurs,

n : Indicateur des cellules fixes,

T_n^0 : Température moyenne à l'équilibre dans la cellule n,

$I_n(t)$: Insertion de réactivité,

β_i : Fraction de neutrons retardés du groupe i,

$\beta = \sum_i \beta_i$: Fraction de neutrons retardés totale,

l : Durée de vie moyenne des neutrons,

X_i : Contribution à la puissance des précurseurs du groupe i,

λ_i : Constante de décroissance du groupe i,

P_{fluide} : Puissance de fission moyenne dans une cellule mobile,

C_p : Capacité calorifique,

d_{fluide} : Masse volumique du sel.

L'échangeur de chaleur est représenté par une extraction de puissance sur les cellules hors cœur, dans lequel le sel est alors mélangé.

La chaleur résiduelle est également prise en compte dans ce modèle. Elle dépend de l'historique de puissance du réacteur et est évaluée dans ce modèle comme une convolution du taux de fissions (proportionnel à la puissance) du réacteur après un an de fonctionnement avec la puissance résiduelle d'une seule fission, en prenant en compte l'évolution de la puissance durant le transitoire calculé. Cependant, comme nous le discuterons dans le chapitre 4, la puissance résiduelle en cœur est réduite grâce au retraitement du sel combustible. Ceci est intégré dans le modèle cinétique point par zone en normalisant la puissance résiduelle à la valeur précise évaluée dans le chapitre 4.

Il est important de remarquer que la réactivité évaluée avec ces équations ne s'annule pas pour un état stationnaire, mais est égale à une valeur d'équilibre $\rho_{réel} = \rho_{équilibre}$. Par la suite, nous allons nous intéresser à la variable ρ telle que $\rho(\mathrm{t}) = \rho_{réel}(\mathrm{t})$ - $\rho_{équilibre}$, qui est donc nulle à l'équilibre. Pour faire un parallèle avec les autres modèles, nous pouvons définir la fraction utile de neutrons retardés comme $\beta_{utile}=\beta$ - $\rho_{équilibre}$.

La densité et la dilatation du sel sont prises en compte dans ce modèle indépendamment des contre-réactions ($\frac{dk}{dT}$ contient déjà le coefficient de densité en plus du coefficient Doppler), le surplus de sel est évacué vers le trop plein.

2.4.4 Code couplant la neutronique et la thermohydraulique : COUPLE

Basé sur de précédentes études théoriques, un code couplant la neutronique couplé à la thermohydraulique, nommé COUPLE, est en cours de développement par le groupe KIT/IKET-TRANS à Karlsruhe [39] [40]. Ce code couplé a été développé pour pouvoir faire des calculs stationnaires et de transitoires de réacteurs à sels fondus et ce avec un temps de calcul court. Durant le développement du code, nous avons pu échanger avec ses développeurs afin d'adapter COUPLE à l'étude d'analyse de sûreté préliminaire du MSFR. J'ai participé au développement et à la validation du code en cours sur le cas du MSFR via des échanges et séjours à Karlsruhe.

Le code COUPLE a une structure modulaire. Le fichier d'entrée contient la description de l'objet d'étude et le calcul à effectuer. Pour une étude de l'état d'équilibre, un fichier de sortie est produit, tandis que pour un transitoire, un ensemble de fichiers de sortie est créé pour suivre l'état du système à des temps d'évolution différents. Le code, en cours de développement et de validation, n'est pas diffusé de manière publique.

Modèle thermohydraulique

Au vu des propriétés thermohydrauliques, présentées dans la table 2.1, l'écoulement et les échanges de chaleur du sel fondu ne sont pas très différents de ceux observés avec de l'eau. Le modèle thermohydraulique des sels fondus est basé sur les lois de conservation fondamentales de la masse, du moment et de l'énergie. Les équations du code COUPLE adaptées à un combustible liquide sont listées ci-dessous.

Conservation de la masse :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{U}) = 0 \tag{2.23}$$

avec ρ la masse volumique, $\vec{U}$ le champ de vitesse.

Conservation du moment (Navier-Stokes)

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \rho \vec{U} u_i = -\frac{\partial P}{\partial i} + \nabla \cdot \eta \nabla u_i + \rho g \tag{2.24}$$

avec u_i la vitesse selon la direction i, P la pression, η la viscosité dynamique.

Conservation de l'énergie

$$\frac{\partial \rho T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{U} T) = \nabla \frac{\lambda}{C_p} \nabla T + \frac{S_T}{C_p} \tag{2.25}$$

avec T la température, λ la conductivité thermique, C_p la capacité calorifique, S_T la source de chaleur.

Modèle neutronique

Le modèle neutronique développé pour le code COUPLE est basé sur la théorie de la diffusion multi-groupe tout en respectant les effets de l'écoulement du combustible liquide, ce qui différencie le modèle neutronique d'un réacteur à sels fondus de celui d'un réacteur à combustible solide conventionnel. Le modèle neutronique comprend les équations des flux de neutrons et des précurseurs de neutrons retardés. Dans la version actuelle de COUPLE, les neutrons sont divisés en deux groupes d'énergie, les thermiques et les rapides :

$$\begin{aligned}\frac{1}{v_g}\frac{\partial \phi_g}{\partial t} \;=\; & S_g \;+\; \chi_g^{Prompt}(1-\beta)\sum_{g'=1}^{G=2}(\nu\Sigma)_{g'}^{Fission}(r)\cdot\phi_{g'}(r,t) \;+\; \sum_{i=1}^{I=6}\chi_{g,i}^{Retardé}\lambda_i A_i(r,t) \;+ \\ & \sum_{g'=1}^{G=2}\Sigma_{g'\to g}^{Diffusion}(r)\cdot\phi_{g'}(r,t) \;+\; \nabla D_g(r)\nabla\phi_g(r,t) \;-\; \frac{1}{v_g}\vec{\nabla}\left(\vec{U}\phi_g(r,t)\right) \;-\; \Sigma_g^{Total}(r)\cdot\phi_g(r,t)\end{aligned} \tag{2.26}$$

avec

ϕ_g : flux de neutrons du groupe g,
v_g : vitesse des neutrons du groupe g,
S_g : source de neutrons d'énergie du groupe g,
χ_g^{Prompt} : embranchement d'émission de neutrons prompts du groupe d'énergie g,
β : fraction de neutrons retardés,
ν : nombre de neutrons total produits lors de la fission,
$\Sigma^{Fission}$: section efficace macroscopique de fission,
λ_i : constante de décroissance du groupe i des précurseurs de neutrons retardés,
A_i : abondance des précurseurs du groupe i,
D : coefficient de diffusion.

Les précurseurs sont classés en six familles et leurs abondances sont régies par les équations suivantes (i variant de 1 à 6) :

$$\frac{\partial A_i(r,t)}{\partial t} \;=\; \beta_i \sum_{g'=1}^{G=2}(\nu\Sigma)_{g'}^{fission}(r)\cdot\phi_{g'}(r,t) \;-\; \lambda_i A_i(r,t) \;-\; \vec{\nabla}\left(\vec{U}A_i(r,t)\right) \tag{2.27}$$

Les sections efficaces macroscopiques et les données des familles de précurseurs (β_i, λ_i) sont des paramètres d'entrée qui doivent être évalués par d'autres codes. Dans les études dans le cadre

de cette thèse nous avons utilisé les sections efficaces effectives évaluées par le code TRAIN [41] se basant sur les données nucléaires extraites de la base JEFF-3.1.

Des modèles supplémentaires peuvent être ajoutés dans COUPLE : un modèle de pompe et un modèle d'échangeur de chaleur. Pour définir un modèle de pompe dans COUPLE, il faut lui associer un emplacement géométrique et un type de fonctionnement en imposant une vitesse ou une pression. Le modèle d'échangeur de chaleur permet d'imposer une source négative de chaleur ou une température. Pour un calcul transitoire, il est possible de faire varier les paramètres de ces modèles par palier. Le fluide est considéré comme incompressible, et son expansion thermique est prise en compte.

Les conditions aux limites sont symétriques par rapport à l'axe vertical. Il est possible d'imposer trois types de condition aux limites classiques à la vitesse et à la température :

(1) Dirichlet : $T = const$

(2) Neumann : $\frac{\partial T}{\partial x} = const$

(3) Mélange D-N : $\frac{\partial T}{\partial x} = -h(T - T_{fixe})$

Pour la modélisation du MSFR avec COUPLE, nous avons utilisé le modèle de pompe imposant une vitesse au sel, et les deux types d'échangeur de chaleur ont été utilisés. La figure 2.39 montre la distribution de température de ces deux modèles. Le maillage se base sur 112/130 cellules selon la direction R/Z. Comme mentionné précédemment, la géométrie cylindrique simple utilisée en cœur n'est pas bien adaptée à la thermohydraulique. En effet, des recirculations importantes sont créées près de la paroi de la couverture fertile. Afin d'éviter ces recirculations, nous avons adapté la modélisation en ajustant le profil d'injection de la pompe se trouvant en entrée du cœur en bas.

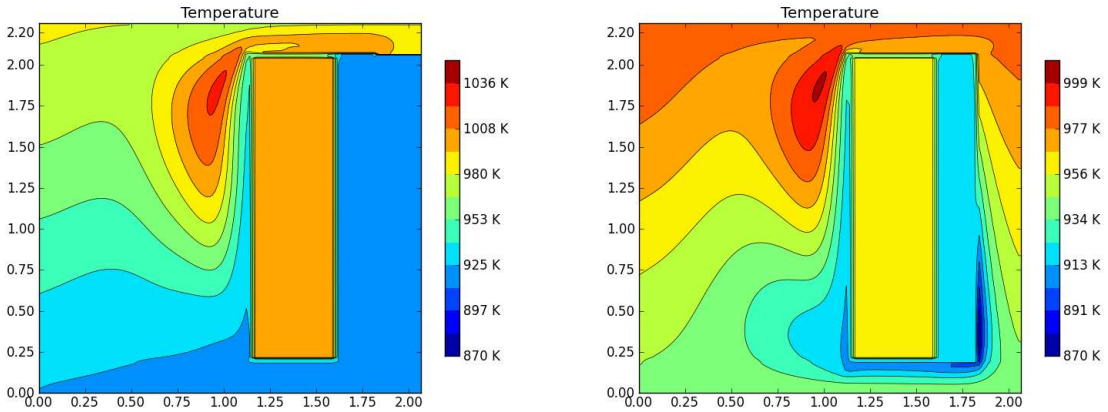

Figure 2.39: Distribution de température des états stationnaires avec deux modèles de l'échangeur de chaleur : à gauche en imposant une puissance extraite et à droite en imposant une température au sel combustible ; entre le cœur neutronique et la boucle de recirculation (contenant l'échangeur de chaleur et la pompe), se trouvent la couverture fertile et la protection neutronique (B_4C) telles que définies dans le benchmark neutronique

Sur cette figure sont visibles la couverture fertile et la protection neutronique situées entre le cœur et la boucle de recirculation. La couverture fertile n'est pas refroidie dans cette modélisation, elle a donc une température un peu élevée qui dépend du temps de calcul de chaque état.

Parmi les deux modèles disponibles d'échangeur de chaleur, celui imposant une température permet une convergence plus rapide et une meilleure stabilité du réacteur. Le modèle fixant la puissance extraite dans l'échangeur est mieux adapté pour certains transitoires, comme le pilotage par la puissance extraite, mais est plus instable et peut présenter des oscillations numériques pour la température moyenne calculée en cœur de l'ordre de 10 K. Dans la suite de cette thèse, nous avons utilisé le modèle le plus adapté à chaque transitoire étudié.

2.4.5 Transitoires de pilotage

Variation instantanée de la puissance extraite : comparaison des codes disponibles

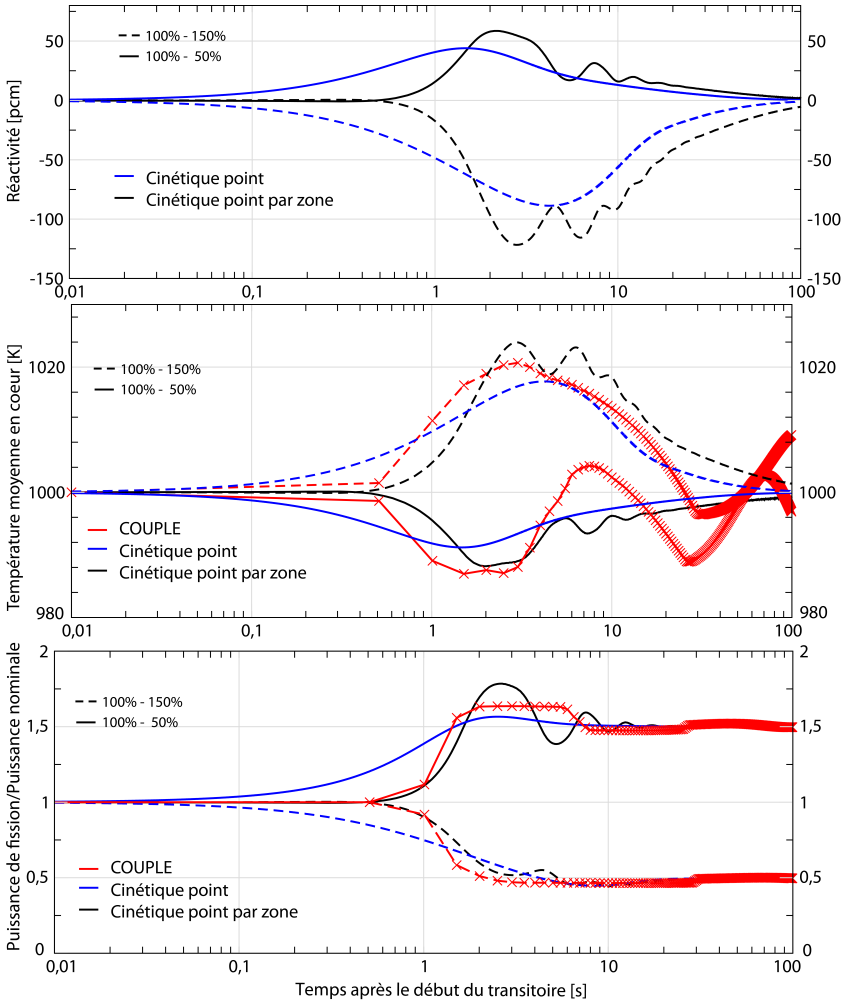

Figure 2.40: Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point par zone (en noir) comparé au code COUPLE (en rouge) et au modèle cinétique point (en bleu - volume d'inertie thermique correspondant à 18 m^3 de sel), pour des variations instantanées de puissance extraite de 100 % à 150 % (en traits pleins) et à 50 % (en pointillés)

Tout d'abord nous cherchons à comparer le comportement du réacteur modélisé avec les trois outils se basant sur des transitoires très rapides. Nous avons ainsi étudié un transitoire correspondant à des variations de puissance extraite instantanée de 100 % à 150 % et à 50 %. Les résultats obtenus avec le modèle cinétique point, cinétique point par zone et le code COUPLE sont présentés sur la figure 2.40.

Nous pouvons observer que, pour les deux transitoires étudiés, l'évolution globale des variables est similaire pour les trois outils utilisés. Il est très intéressant de comprendre les quelques différences observées. Le réacteur du modèle cinétique point par zone ainsi que celui modélisé par le code COUPLE ne réagissent pas aussi rapidement que celui du modèle cinétique point, dans lequel la chaleur est supposée être extraite directement et instantanément dans le cœur. En réalité, le sel combustible nécessite un certain temps pour se déplacer de l'échangeur de chaleur jusqu'au cœur du réacteur .

Pour la cinétique point par zone, nous pouvons observer des oscillations sur toutes les variables illustrées, dues aux variations de température et d'abondance des précurseurs du sel sortant et entrant dans le cœur après un court laps de temps. Pour le code COUPLE, les oscillations ne sont pas aussi visibles. En effet, le profil de circulation, ainsi que la distribution de température du sel en cœur, sont plus complexes que ceux utilisés dans le modèle cinétique point par zone.

La température évaluée avec le code COUPLE présente des oscillations à partir d'environ 10 secondes, qui ne sont pas physiques, mais numériques, dues à la convergence vers un nouvel état stable.

Transitoires de pilotage lents

Comme décrit précédemment, le pilotage de la puissance du réacteur s'effectue par la puissance extraite. Nous avons alors étudié le comportement du réacteur avec le modèle cinétique point par zone et le code COUPLE suite à des variations lentes de puissance extraite. Pour cela, la variation de la puissance est calculée comme une décroissance exponentielle selon $exp(-t/\tau)$, avec $\tau = 100$ s.

La figure 2.41 présente la puissance de fission pour les trois transitoires étudiés correspondant à des réductions de la puissance extraite à 50 %, 25 % et 4% (puissance résiduelle) de la puissance nominale. Elle baisse, en suivant bien la puissance extraite grâce aux bons coefficients de contre-réactions. Les résultats obtenus avec les deux codes sont en accord sur le bon suivi de la puissance extraite. Remarquons que la puissance extraite avec le code COUPLE baisse par palier, et la puissance de fission se comporte de même. La température évaluée avec le code COUPLE, n'est pas présentée ici, car les fluctuations numériques de la température moyenne en cœur sont trop importantes pour en tirer des conclusions physiques.

La variation de température évaluée avec le modèle cinétique point par zone montre une augmentation lente de la température du sel combustible d'une amplitude inférieure à 10 K pour une réduction de refroidissement de 100 % à 4 %. Elle est encore moindre pour les deux autres transitoires. Nous pouvons remarquer que la température n'est pas encore stabilisée après 500 secondes. En effet, l'augmentation de température a pour origine les précurseurs de neutrons retardés et la puissance résiduelle. Une variation de puissance extraite plus douce (par exemple linéaire) ou avec un temps τ plus long pourrait donc réduire cette augmentation de température.

Dans ce chapitre nous avons décrit le concept MSFR et présenté ses spécificités. Au travers du benchmark neutronique réalisé dans le cadre du projet EVOL, nous avons présenté l'étude de la neutronique et de son évolution avec une géométrie simple du cœur du MSFR. Les compa-

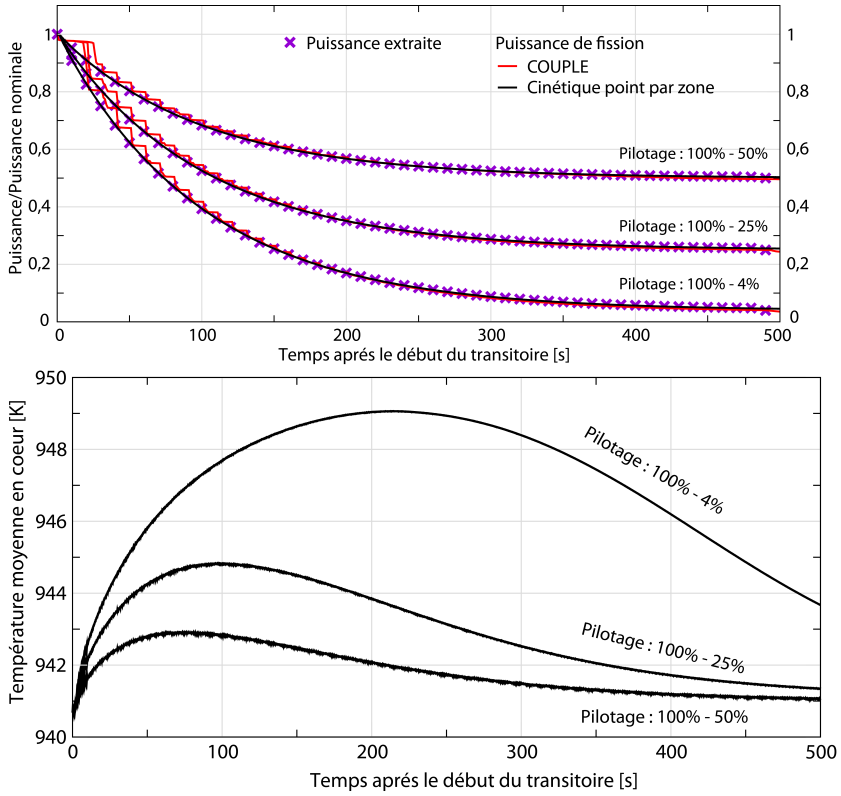

Figure 2.41: Haut : variation de puissance de fission calculée avec le modèle cinétique point par zone (en noir) comparé au code COUPLE (en rouge), pour une baisse exponentielle de la puissance extraite de 100 % vers 50 %, 25 % et 4 % selon $exp(-t/\tau)$, avec $\tau = 100$ s ; bas : variation de température calculée avec le modèle cinétique point par zone pour ces trois transitoires

raisons des variables statiques, dont le spectre neutronique et la fraction des neutrons retardés, ont conclu à un bon accord entre les différents codes et méthodes utilisés par les partenaires. Par contre, ces comparaisons ont mis en avant l'influence du choix des bases de données nucléaires, notamment sur le spectre neutronique et les calculs de criticité. Les sections efficaces telles que $\sigma^{233U}_{(n,\gamma)}$, $\sigma^{232Th}_{(n,\gamma)}$ et $\sigma^{19F}_{inlastique}$ en sont responsables. Le coefficient thermique de contre-réactions a été évalué. Sa valeur négative importante pour les études de sûreté a été confirmée, et ce sans influence particulière du choix de la base de données. De même ses deux contributions essentielles, effet Doppler et densité, sont toujours négatives quel que soit l'outil de simulation, la base de données ou le mode de démarrage du réacteur.

L'évaluation de la fraction de neutrons retardés utile à la réaction en chaîne, tenant compte du mouvement des précurseurs, a été comparée. Sa valeur dépend d'une part de l'utilisation des modèles simples (1D) ou plus complexes (2D ou 3D) utilisés, ceci menant jusqu'à 50 pcm d'écart ; et d'autre part du profil de vitesse, avec des écarts observés jusqu'à 30 pcm. Ainsi, la valeur minimale de la fraction de neutrons retardés utile a été calculée à 120 pcm, correspondant à la composition initiale du MSFR démarré aux TRU. L'optimisation du profil d'écoulement ainsi que de la géométrie du cœur est alors nécessaire pour une évaluation exacte de la fraction des neutrons retardés.

Les comparaisons des calculs d'évolution ont permis de conclure sur un très bon accord des outils d'évolution utilisés par les partenaires. Quelques différences spécifiques à chaque code

ont pu également être observées, sans conséquence majeure sur les grandeurs caractéristiques du réacteur. Une sensibilité particulière a de nouveau été observée au choix de la base de données utilisée dans les simulations. Ces études neutroniques ont contribué à la validation des outils et des méthodes, développés et utilisés au LPSC, pour les calculs des grandeurs caractéristiques du réacteur.

Finalement, quelques principes de pilotage du MSFR ont été présentés. Des comparaisons ont été réalisées pour les transitoires de fonctionnement normal entre 3 codes de cinétique : cinétique point, cinétique point par zone et un code couplant la neutronique et la thermohydraulique. Les résultats montrent un accord satisfaisant, les quelques désaccords étant très bien compris et dus aux hypothèses qui diffèrent d'un code à l'autre. Ces codes ont été utilisés également pour l'étude de transitoires accidentels comme présenté dans le chapitre 5 de ce manuscrit.

3

Principes de sûreté nucléaire et application au MSFR

Sommaire

3.1 État de l'art de l'approche de sûreté nucléaire **88**
3.1.1 Approche probabiliste 89
3.1.2 Approche déterministe et défense en profondeur 90
3.2 Étude de sûreté d'un réacteur à combustible liquide - application au MSFR **92**
3.2.1 Objectifs de sûreté 92
3.2.2 Spécificités pour les réacteurs à combustible liquide 93
3.2.3 Types d'accidents classiques 95
3.2.4 Barrières de confinement : application au cas du MSFR 95
3.2.5 Généralisation des méthodologies d'étude de sûreté : ISAM 98
3.3 Approche utilisant l'analyse systémique de risque **114**
3.3.1 Qu'est-ce qu'une analyse systémique de risque ? 114
3.3.2 Présentation des méthodes d'analyse 116
3.3.3 L'outil XRisk 117
3.4 Modèle et analyse systémique du MSFR **118**
3.4.1 Sous système circuit combustible 119
3.4.2 Exemple d'analyses du circuit combustible 124
3.4.3 Autres sous-systèmes 125
3.4.4 Résultats préliminaires de l'analyse systémique de risque du MSFR 127

Dans ce chapitre nous commençons par faire un tour d'horizon des différentes approches et notions de sûreté nucléaire avant de les appliquer au cas du MSFR. Ces principes fondamentaux de sûreté nucléaire sont en effet indépendants de la technologie du réacteur, et doivent donc également être appliqués de manière directe aux réacteurs à combustible liquide. Une transposition aux réacteurs à combustible liquide de certains critères de sûreté et méthodologies, développés pour les réacteurs à combustible solide, est ensuite présentée. Les différences conceptuelles entre ces deux types de réacteurs nous ont menées à la mise au point d'une méthodologie plus globale permettant une identification plus exhaustive des accidents du MSFR. Après une présentation de l'outil d'analyse systémique de risque utilisé, nous détaillons la méthode de construction du modèle du MSFR, suivie de l'analyse préliminaire de quelques scénarios représentatifs.

3.1 État de l'art de l'approche de sûreté nucléaire

L'objectif de la sûreté nucléaire, tel que formulé par l'IAEA (International Atomic Energy Agency) [42], est défini ainsi :

L'objectif fondamental de la sûreté est de protéger la population et l'environnement des effets nocifs des rayonnements ionisants.

Les deux caractéristiques d'un réacteur nucléaire d'importance ici sont une accumulation de très grandes quantités de produits radioactifs et un fort potentiel énergétique dans le cœur du réacteur. Trois fonctions fondamentales de sûreté nucléaire doivent donc être assurées en toute circonstance :

- le contrôle de la réaction en chaîne, et donc de la puissance produite par les fissions ;
- l'évacuation de l'énergie dégagée par les éléments combustibles, tant en fonctionnement qu'après arrêt de la réaction en chaîne (puissance résiduelle) ;
- le confinement des produits radioactifs.

Un autre objectif de l'étude de sûreté concerne la prévention de l'endommagement du réacteur et la minimisation des pertes économiques associées à un accident.

La sûreté repose ainsi sur une bonne protection à l'égard des sources de rayonnement et sur leur confinement [43]. Les difficultés proviennent surtout des possibilités de dispersion de produits radioactifs hors des zones prévues à cet effet. L'étude de sûreté consiste d'un point de vue général, en la recherche des causes possibles de telles dispersions. En connaissant les causes il est possible d'évaluer la probabilité de réalisation d'une dispersion, ce qui constitue l'approche probabiliste de la sûreté. La *défense en profondeur*, nommée aussi "3P", découle de l'approche complémentaire dite déterministe et consiste en :

- la **P**révention des défaillances
- la maîtrise de l'accident (**P**rotection)
- la gestion de l'accident - intervention en cas d'événement accidentel (**P**révision)

Les approches probabiliste et déterministe ont toutes deux pour but de maintenir les risques liés aux installations nucléaires à des niveaux acceptables. La différence entre les deux approches est d'ordre méthodologique. Les deux paragraphes suivants présentent ces deux types d'approche.

3.1.1 Approche probabiliste

Dans la démarche probabiliste, on définit une situation redoutée, comme la fusion du cœur pour les réacteurs à combustible solide, les rejets hors de l'enceinte de confinement, ou plus généralement les conséquences sanitaires et socioéconomiques d'un accident. Pour chaque situation redoutée, une étude probabiliste de sûreté (EPS) est menée afin de quantifier le risque associé. Trois types d'EPS peuvent ainsi être élaborées pour les réacteurs à combustible solide [43] :

- une EPS de niveau 1 permet d'identifier les séquences menant à la fusion du cœur et de déterminer leurs fréquences ;

  une EPS de niveau 2 permet d'évaluer la nature, l'importance et les fréquences des rejets hors de l'enceinte de confinement ;
- une EPS de niveau 3 permet d'évaluer les fréquences calculées et associées à des conséquences exprimées en termes dosimétriques ou en termes de contamination (voire en termes de fréquence de cancers ou d'autres effets sur la santé).

L'objectif d'une EPS est de calculer la probabilité globale d'occurrence de la situation redoutée. Pour cela, une liste la plus complète possible d'événements initiateurs est dressée - un événement initiateur étant un événement qui perturbe le fonctionnement normal du réacteur, conduisant à une dérive de certains paramètres de l'installation (pression, température, réactivité...) à partir duquel une séquence accidentelle peut se développer. A chaque événement est associée une fréquence d'occurrence. A partir de ces éléments, des arbres d'événements sont construits. A chaque sollicitation des automatismes ou intervention des opérateurs pour tenter de ramener le réacteur vers un état sûr est affectée une probabilité de réussite (1-p) ou d'échec p. Ainsi, comme nous pouvons le voir sur la figure 3.1 (à gauche), deux branches se développent à chaque fois. Pour une séquence menant à la situation redoutée, on peut définir la probabilité associée P_i, qui est calculée comme le produit des probabilités de tous les événements de la séquence. Finalement, la probabilité globale de l'événement redouté peut être évaluée comme la somme des probabilités des séquences possibles menant à cet événement (voir figure 3.1 à droite).

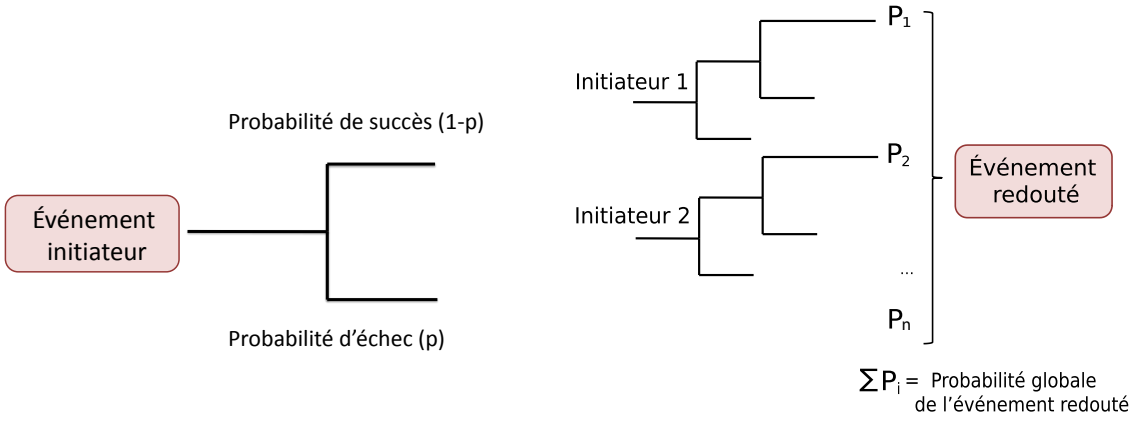

Figure 3.1: A gauche : probabilité d'échec (p) ou de succès (1-p) d'un événement initiateur ; à droite : représentation schématique d'un ensemble de séquences menant à un événement redouté

Les EPS permettent ainsi d'obtenir une analyse globale de sûreté de l'installation, intégrant aussi bien les défaillances matérielles et humaines, que les agressions externes. En outre, elles permettent de hiérarchiser les problèmes de sûreté relatifs à la conception ou à l'exploitation des réacteurs, et constituent un outil de dialogue entre les exploitants et l'autorité de sûreté nucléaire (ASN).

Les risques sont alors évalués en considérant la probabilité globale et la gravité des conséquences de chaque événement redouté. Le tableau de la figure 3.2 permet de récapituler tous les événements en les classant par domaine sur ce diagramme, puis en définissant la limite entre les domaines d'accidents acceptables et les non acceptables. Le nombre de domaines et la position de la limite sont à définir et à négocier par tous les intéressés.

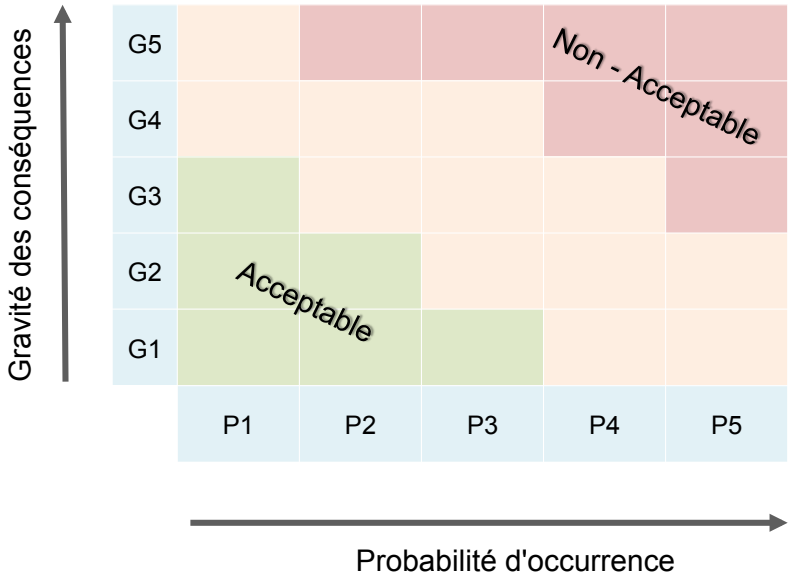

Figure 3.2: Tableau d'évaluation des accidents en fonction de leur probabilité d'occurrence et de la gravité des conséquences (Diagramme Farmer)

Pour les réacteurs en exploitation, bien connus et définis, les EPS contribuent à apprécier le niveau global de leur sûreté et permettent de mettre en évidence des points pour lesquels des améliorations des installations et des procédures peuvent être étudiées, voire jugées nécessaires par l'autorité de sûreté ou l'exploitant.

Pour les réacteurs futurs, le développement des EPS s'effectue en même temps que se précisent la conception et la définition de leur fonctionnement, de façon à mettre en évidence des situations comportant des défaillances multiples, pour lesquelles des dispositions devront être prises en amont afin d'en réduire la fréquence ou d'en limiter les conséquences.

3.1.2 Approche déterministe et défense en profondeur

La défense en profondeur repose sur un ensemble de démarches/méthodes déterministes et de notions caractéristiques de la sûreté des installations nucléaires, détaillées dans cette section. Au titre de la défense en profondeur, la démarche de sûreté suit une approche déterministe basée sur l'étude d'événements postulés, généralement complétée par des évaluations probabilistes. Ce

concept peut se résumer ainsi : tout événement redouté aux conséquences graves est étudié, même si sa probabilité d'occurrence est estimée négligeable. On étudie et met en place les moyens d'y faire face, pour en ramener les conséquences à des niveaux jugés acceptables. Ceci ne dispense pas d'étudier des situations encore plus graves, dont les causes ne sont pas toujours identifiées, et d'être prêt à les affronter dans les meilleures conditions possibles.

La défense en profondeur consiste ainsi à prendre en compte de façon systématique les défaillances des dispositions techniques, humaines ou organisationnelles et à s'en prémunir par des lignes de défense successives. Cette approche a conduit à mettre en place une série de barrières, pour éviter ou limiter la dispersion des produits radioactifs dans l'environnement. Dans les REPs en cours d'exploitation, les 3 barrières physiques de confinement sont : la gaine du combustible, l'enveloppe du circuit primaire de refroidissement, et le bâtiment réacteur.

La défense en profondeur peut se décomposer en cinq niveaux de défense indépendants. Chaque niveau doit limiter les conséquences de la défaillance du niveau précédent et éviter de solliciter le niveau suivant. L'AIEA a publié en 1996 un texte rédigé par l'International Nuclear Safety Group (INSAG) [44], définissant ces niveaux et représentant une sorte de consensus international. Dans ce document, les différents niveaux sont classés selon leurs objectifs et les principaux moyens utilisés pour les atteindre :

- Niveau 1 : prévention des anomalies de fonctionnement et des défaillances des systèmes par une conception prudente et par la qualité de la réalisation et de l'exploitation.
- Niveau 2 : maintien de l'installation dans le domaine autorisé par la maîtrise de l'installation ; mise en place des systèmes de régulation et de protection, ainsi que des contrôles périodiques.
- Niveau 3 : maîtrise des accidents à l'intérieur des hypothèses de conception par des systèmes adaptés de sauvegarde et de limitation des conséquences.
- Niveau 4 : prévention de la dégradation des conditions accidentelles et limitation des conséquences d'accidents plus graves [1] par des mesures complémentaires ; préparation à la gestion de ces accidents graves.
- Niveau 5 : limitation des conséquences radiologiques pour les populations en cas de rejets importants par des plans d'intervention d'urgence à l'extérieur du site.

Les niveaux 3 à 5 de la défense en profondeur concernent des situations où des accidents peuvent se produire malgré les précautions de conception et de surveillance de l'installation (niveaux 1 et 2). Un point fondamental de la défense en profondeur consiste à s'assurer du fonctionnement correct de chacune de ces barrières dans les conditions normales et accidentelles de fonctionnement du réacteur. Par ailleurs, les systèmes de sûreté associés aux barrières doivent être fiables. Cette fiabilité doit être obtenue par une combinaison adéquate de redondance et de diversification avec une attention particulière portée aux possibilités de défaillances de causes communes. Ces derniers étant basés sur l'existence de la même cause à l'origine des défaillances simultanées des composants identiques et redondants, qui peuvent mener alors à un risque important. De plus, ces systèmes doivent se fonder essentiellement sur des phénomènes passifs, requérant le minimum d'intervention humaine ou automatique, qui comporte un risque d'erreur ou de défaillance.

1. fusion du cœur pour les réacteurs à combustible solide

3.2 Étude de sûreté d'un réacteur à combustible liquide - application au MSFR

Les principes fondamentaux de sûreté nucléaire sont indépendants de la technologie du réacteur, et doivent donc également être appliqués de manière directe aux réacteurs à combustible liquide. Certaines notions avancées pour la sûreté des réacteurs à combustible solide ne peuvent pas toutefois se transposer aux réacteurs à combustible liquide.

Nous avons étudié des méthodologies existantes dans l'objectif de les généraliser au cas de réacteurs à combustible liquide. Cependant, une telle étude de sûreté nécessite des informations spécifiques sur le design et la connaissance des procédures de fonctionnement qui ne sont pas toutes définies. Après quelques considérations générales, la suite de notre document sera spécifiquement appliquée au cas du MSFR.

3.2.1 Objectifs de sûreté

A titre d'exemple, nous présentons ici un résumé du document rédigé par l'organisation Western European Nuclear Regulators Association (WENRA) sur les objectifs de sûreté pour les nouveaux réacteurs nucléaires [45]. Bien que ce document ait été conçu pour les réacteurs futurs, les spécificités des réacteurs à sels fondus ne sont pas toutes prises en compte.

Objectifs concernant le fonctionnement normal, les incidents et la prévention des accidents :

- réduire la fréquence des incidents [2] en augmentant la capacité du réacteur à rester en fonctionnement normal ;
- réduire le risque d'aggravation vers des situations accidentelles en augmentant la capacité du réacteur à maîtriser les incidents.

Objectifs au vu des accidents sans fusion du cœur :

- assurer que les accidents sans fusion du cœur n'ont aucun impact radiologique ou un impact minimal hors-site ;
- réduire, autant que raisonnablement possible (démarche ALARA), la fréquence d'endommagement du cœur en tenant compte de toutes les agressions, défaillances et combinaisons d'événements possibles, ainsi que du relâchement de matières radioactives ;
- réduire l'impact des agressions externes et actes malveillants en considérant le choix du site et du design.

Objectifs concernant des accidents de fusion du cœur :

- éliminer pratiquement les accidents avec fusion du cœur pouvant conduire à des relâchements importants à court terme ;
- mettre en place des dispositifs pour les accidents qui ne peuvent pas être pratiquement éliminés, afin que seules de faibles mesures de protection du public soient nécessaires à court terme.

Objectif concernant l'indépendance des différents niveaux de la défense en profondeur :

2. Les incidents sont des anomalies sortant du régime de fonctionnement normal, ne nécessitant pas de réparations importantes du réacteur.

· améliorer l'effectivité de l'indépendance entre tous les niveaux de défense en profondeur, en particulier à travers la diversité des dispositifs, fournir un renforcement global de la défense en profondeur aussi poussé que possible.

Objectif au vu des interfaces de sécurité et de sûreté :

· assurer que des mesures de sécurité et de sûreté sont mises en place et implémentées de façon intégrée.

Objectif concernant la protection de rayonnement et la gestion de déchets :

· mettre en place des dispositifs afin de réduire autant que possible les doses reçues par les travailleurs, les relâchements radioactifs dans l'environnement et l'activité des déchets radioactifs, ceci tant durant les phases d'exploitation que de démantèlement.

Objectif concernant la gestion et le management de la sûreté :

· assurer une gestion effective de la sûreté à partir de l'étape de conception jusqu'au démantèlement, sur la globalité de la durée de vie de l'installation nucléaire, et ce avec des ressources techniques et financières suffisantes pour pouvoir toujours garantir la priorité de la sûreté sur toute autre considération.

3.2.2 Spécificités pour les réacteurs à combustible liquide

Nous allons tout d'abord mettre en évidence les différences conceptuelles entre un réacteur à combustible solide et un réacteur à combustible liquide, et ensuite discuter du cas particulier du MSFR.

Accident grave

Les accidents avec ou sans fusion ou endommagement du cœur sont largement utilisés comme critères de classification d'accidents, comme nous avons pu également le voir dans l'extrait du document de WENRA. Nous devons tout d'abord comprendre en quoi l'accident de fusion de cœur est si important.

Pour décrire cet accident, nous allons nous intéresser à la définition des accidents graves selon l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire [46] :

Un accident grave est un accident dans lequel le combustible du réacteur est significativement dégradé par une fusion plus ou moins complète du cœur. Cette fusion est la conséquence d'une élévation importante de la température des matériaux composant le cœur, elle-même résultant d'une absence prolongée de refroidissement du cœur par le fluide caloporteur. Cette défaillance ne peut survenir qu'à la suite d'un grand nombre de dysfonctionnements, ce qui rend sa probabilité très faible (en ordre de grandeur, 10^{-5} par réacteur et par an).

Pour les centrales existantes, si la dégradation du cœur ne peut pas être stoppée par injection d'eau avant la percée de la cuve (renoyage du cœur), l'accident peut conduire, à terme, à la perte de l'intégrité du confinement et à des relâchements importants de produits radioactifs dans l'environnement. Pour le réacteur EPR (European Pressurized water Reactor), des objectifs de sûreté ambitieux ont été fixés ; ils prévoient une réduction significative des rejets radioactifs pouvant résulter de toutes les situations d'accident concevables, y compris les accidents avec fusion du cœur. Ces objectifs sont les suivants :
- élimination pratique des accidents pouvant conduire à des rejets précoces importants ;

- limitation des conséquences des accidents avec fusion du cœur à basse pression.

La fusion du cœur pour un réacteur à combustible solide est un accident complexe. D'une part, la fusion du cœur implique la perte de la première barrière de confinement : les gaines qui contiennent le combustible solide. D'autre part, d'après la définition ci-dessus, l'accident grave peut survenir en cas d'absence prolongée de refroidissement, on a donc la perte d'une des trois fonctions de sûreté. De plus, la géométrie du cœur étant endommagée, le fonctionnement des systèmes de contrôle de réactivité (les barres de contrôle et de sûreté) n'est plus garanti. Deux des trois fonctions de sûreté ne sont plus remplies, et la dernière, le confinement, est ainsi mise en danger. En effet, sans intervention, il peut alors se former un mélange de matériaux fondus appelé corium, liquide à très haute température, qui s'écoule progressivement dans le cœur, puis jusqu'au fond de la cuve, laquelle peut alors être endommagée.

Pour un réacteur à combustible liquide, dans lequel l'état liquide du combustible est un choix de conception, il n'y a pas d'équivalent direct à l'accident de fusion du cœur d'un réacteur à combustible solide. Nous pouvons alors chercher à identifier un scénario accidentel qui risque, de manière identique, de dégrader les performances des trois fonctions de sûreté.

Dans le cas du réacteur à combustible liquide, il peut s'agir d'un accident impliquant un changement de phase ou de forme chimique du combustible, pouvant éventuellement conduire à des contraintes de température ou de pression sur les barrières de confinement menaçant leur intégrité.

Une méthode alternative consisterait à chercher une situation mettant en danger l'intégrité des barrières de confinement via la perte du refroidissement et du contrôle de la réactivité. L'étape suivante consiste à chercher des scénarios pouvant amener à une telle situation. Pour les réacteurs de IV$^{\text{ème}}$ génération, où un niveau de sûreté excellent est exigé, il est donc préférable que de tels scénarios d'accident n'existent pas.

Une autre façon de procéder est de trouver un équivalent par rapport aux conséquences potentielles sur l'environnement, tel qu'un niveau équivalent de radioactivité relâchée suite à l'accident. Ce critère très général est donc à priori directement transposable, il nous semble être le plus adéquat même si non applicable dès à présent. Pour un réacteur dans une phase de conception "si jeune" l'estimation du terme source est en effet difficile à réaliser. Plus de détails sur l'étude du terme source du MSFR sont donnés dans l'annexe F.

Barres de contrôle et de sûreté

Un des avantages des réacteurs à combustible liquide est l'homogénéité de ce combustible. De façon générale, ce type de réacteur peut être regroupé avec tous ceux qui utilisent un fluide comme combustible (gazeux ou liquide). Ces réacteurs sont nommés réacteurs homogènes. Depuis les années 60, il a été montré que, pour des réacteurs homogènes sans réserve de réactivité, les barres de contrôle n'étaient pas nécessaires pour le fonctionnement du réacteur [47]. Le MSFR, auto-pilotable du fait de ses coefficients de contre-réaction thermiques négatifs et de l'absence de réserve de réactivité en cœur (voir la section 5.2 pour plus de détails), entre dans cette catégorie et est alors envisagé sans barres de contrôle ni de sûreté. Contrairement à un REP, il ne nécessite pas de contrôle de la nappe de flux car le combustible y est constamment homogénéisé, et le caloporteur, ici le sel combustible lui-même, peut supporter de fortes augmentations de température (100 à 200 °C) sans risque de crise d'ébullition mettant en danger l'intégrité de la gaine.

Le contrôle de la réaction en chaîne est une des trois fonctions de sûreté, qui doit être assurée en toute circonstance. La procédure de vidange du sel combustible est considérée comme un système assurant la sous-criticité du réacteur. Un système redondant d'apport d'antiréactivité (réactivité négative) pourrait être requis du point de vue de la sûreté. Ce système devrait

être destiné à intervenir en situations accidentelles, mais pourrait aussi être utilisé pendant le fonctionnement normal. Ce système pourrait ressembler à une barre de sûreté ou une injection de bore, ou encore être basé sur des phénomènes physiques différents. Nous pouvons citer par exemple un système agissant sur la concentration de matière fissile dans le sel ou sur la géométrie de la cavité centrale, représentant le cœur neutronique, ou encore une variation de la quantité de bulles injectées. Cette dernière peut en effet jouer sur la réactivité, comme quantifié dans la section 5.2. Ainsi, une injection de bulles plus importante permettrait, entre autres, d'assurer un état sous-critique.

Une barre de sûreté ou tout autre système d'apport d'antiréactivité présenterait une marge de réactivité qui peut mener à des accidents de type éjection de barre. L'avantage de l'absence de barre de sûreté est cependant de pouvoir quasiment éliminer l'initiateur majeur de ces accidents de réactivité, en dehors du risque de sur-refroidissement (cf chapitre 5).

3.2.3 Types d'accidents classiques

Dans les réacteurs à combustible solide, les accidents classés par les événements initiateurs sont [48] : LOCA - Loss Of Coolant Accident (perte du réfrigérant primaire), LOF - Loss Of Flow (perte de débit des pompes primaires et intermédiaires), LOH - Loss Of Heat sink (perte de la source froide du fluide intermédiaire), ATWS - Anticipated Transients Without Scram (Transitoire sans arrêt automatique du réacteur), TOP - Transient Over-Power (éjection des barres), TLOP - Total Loss Of Power (perte totale d'alimentation électrique) ou encore OVC - OVer-Cooling (accident de sur-refroidissement du caloporteur, étudié dans les réacteurs refroidis au sodium).

Pour certains de ces accidents, une transposition aux réacteurs à combustible liquide n'est pas directe. Dans un réacteur à combustible liquide, le combustible joue également le rôle de caloporteur, donc une LOCA représente à la fois une perte de combustible et du fluide caloporteur. Nous pouvons donc étudier ces initiateurs en faisant un rapprochement du circuit primaire au circuit du combustible liquide, tout en gardant en tête que les phénomènes des accidents ne seront pas forcément comparables à ceux d'un réacteur à combustible solide. Une autre interprétation possible est l'identification du circuit intermédiaire du MSFR avec le circuit primaire d'un réacteur à combustible solide. Afin d'éviter la confusion, nous préférons de re-définir les accidents, comme il sera présenté dans le chapitre 5.

Nous avons expliqué dans le paragraphe précédent pourquoi un réacteur à combustible liquide n'aura probablement pas de barre de contrôle ni de sûreté, ce qui rend les accidents de type TOP et ATWS non directement transposables ou nécessitant une redéfinition. Comme nous le discuterons avec l'exemple du MSFR dans le chapitre 5, d'autres classes d'accidents sont également importantes pour les réacteurs à combustible liquide, comme l'arrêt d'une pompe, ou le sur-refroidissement du combustible liquide, qui peuvent être vus comme une transposition de l'accident TOP.

3.2.4 Barrières de confinement : application au cas du MSFR

Les 3 barrières mentionnées précédemment en section 3.1.2 ont été définies dans le cadre spécifique du développement des réacteurs REP, ou plus généralement des réacteurs fonctionnant avec un combustible solide. Parmi d'autres notions de sûreté, la transposition des barrières de confinement nécessite d'abord une réflexion plus générale sur l'origine et l'application de cette notion. Il faudra à terme re-définir ces barrières selon leur utilité pour chaque design de réacteur et non chercher l'équivalence avec les REPs. Le combustible est sous une toute autre forme et les barrières de confinement ne peuvent pas être identiques. Une étude détaillée et adaptée au

système des événements accidentels devra déterminer ou confirmer le nombre et la forme des barrières de confinement nécessaires pour le MSFR. Cependant, dans un premier temps et pour une illustration pédagogique décrivant l'ensemble de l'installation, les 3 barrières de confinement pour le sel combustible dans le MSFR peuvent être définies par analogie aux REPs comme illustrées sur la figure 3.3.

⇒ Rose : le circuit combustible (échangeurs de chaleur, pompes,...) et le circuit de vidange (les réservoirs et les tuyaux), le tout compris dans l'enveloppe combustible ;

⇒ Bleu clair : l'enceinte du réacteur, le circuit intermédiaire et le circuit à eau du système de vidange ;

⇒ Gris : l'enceinte extérieure du réacteur (le bâtiment) et la cheminée de refroidissement d'urgence, qui n'est pas représentée sur le schéma.

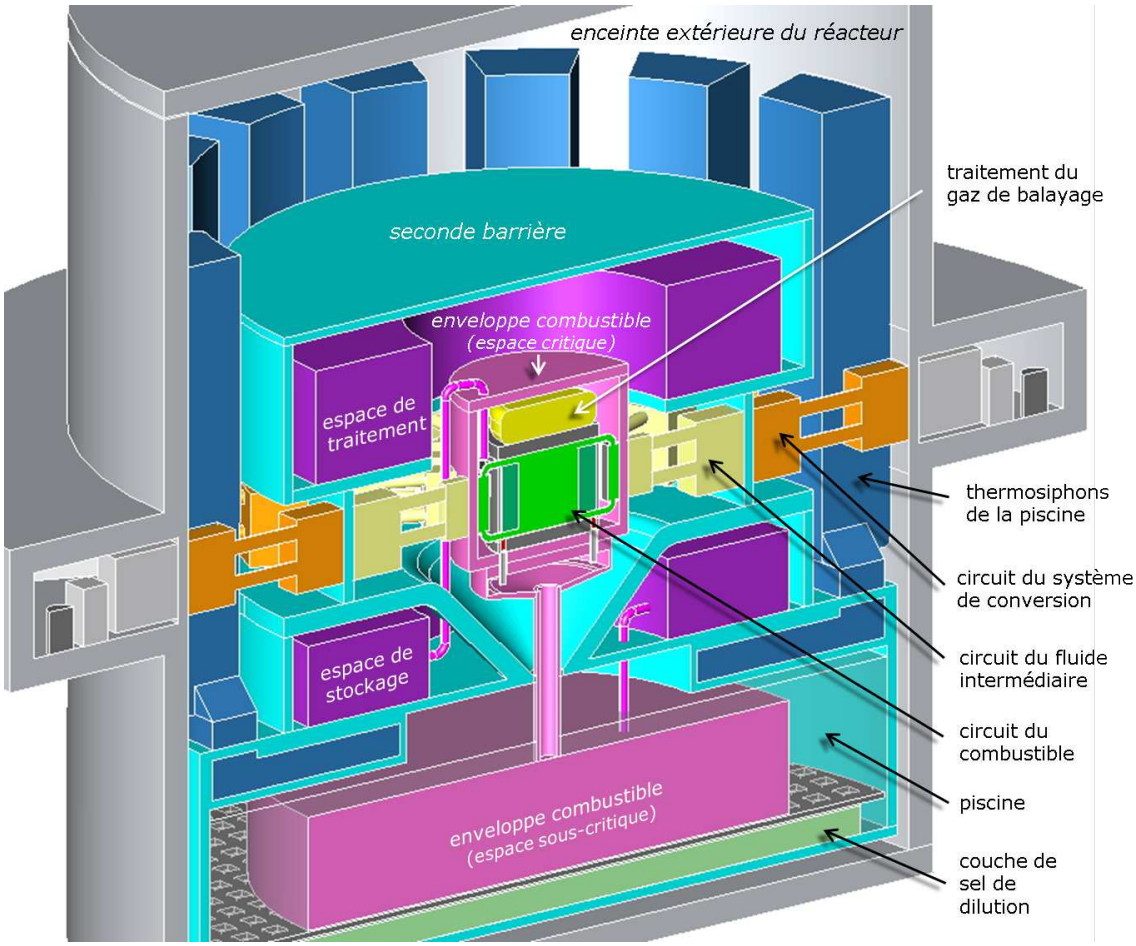

Figure 3.3: Schéma des systèmes du réacteur MSFR avec la représentation des 3 barrières de confinement (rose, bleu clair et gris)

La première barrière du sel combustible est nommée "enveloppe combustible". Elle englobe plusieurs espaces distincts. L'enveloppe combustible contient les espaces critique et sous-critiques où est localisé le sel combustible durant le fonctionnement normal du réacteur. L'espace

critique englobe tous les systèmes du circuit combustible qui sont en contact avec le sel quand le réacteur produit de la puissance. Le circuit combustible peut également être vu comme une barrière de confinement, mais nous avons choisi pour le MSFR de reporter la première barrière de confinement vers l'enveloppe combustible. A l'arrêt du réacteur, le sel combustible est transféré vers les réservoirs de vidange, et, pour un arrêt prolongé, vers les réservoirs de stockage. Sont également prévus des espaces destinés au traitement ou au stockage annexe du sel combustible par lesquels transitent des lots discontinus de sels ("espace de traitement" et "espace de stockage" sur la figure 3.3).

Remarquons que cette première barrière est soumise à un flux neutronique faible voire négligeable et ne supporte pas de pression importante, mais doit localement résister à une température élevée (700°C pour les points les plus chauds) et à la corrosion due au sel. Le transfert depuis l'espace critique vers l'espace de traitement se fait par ponction et transport en container fermé, associé à des sas permettant de ne pas rompre le confinement de la première barrière. Il en va de même pour les matières radioactives entreposées dans l'espace de stockage.

La seconde barrière contient tous les éléments précédents. En partie basse, elle est constituée d'une grande cuve partiellement remplie d'eau entourant l'enveloppe combustible de l'espace sous-critique. La quantité d'eau crée un volant d'inertie thermique permettant de limiter temporairement l'échauffement par la puissance résiduelle de l'espace sous-critique. Le plafond de cette chambre est muni d'un circuit étanche d'eau circulant par convection naturelle vers des échangeurs à air répartis en périphérie à l'intérieur du bâtiment réacteur pour assurer le refroidissement passif du réservoir de vidange.

Autour de l'espace critique, la continuité de la seconde barrière passe par les parois des échangeurs thermiques situés entre le fluide intermédiaire et un fluide du système de conversion (qui pourrait être de l'eau super-critique) qui transite ensuite vers les convertisseurs de puissance.

L'enceinte extérieure du réacteur, possiblement le bâtiment réacteur, constitue naturellement **la troisième barrière**.

Dans le cas du MSFR, le nettoyage du sel par bullage en continu assure une présence plus faible des produits de fission dans le sel combustible (cf. chapitre 4), en transférant une partie des produits de fission vers le système de bullage, représenté ici par l'espace de traitement. Il est également nécessaire de mettre en place des barrières de confinement pour ce système. Deux aspects différencient ces produits radioactifs de ceux présents dans le sel combustible. D'une part la forme chimique est différente car les produits de fission dans l'unité de traitement des gaz sont en partie volatiles ou en solution dans un solvant. D'autre part, la densité de puissance et le risque associés sont différents. Les éléments radioactifs contenus dans l'unité de traitement de gaz ne contiennent en effet pas de noyaux lourds, mais exclusivement des produits de fission, qui sont en quantité relativement faible. Ces produits de fission sont émetteurs de rayonnements β et γ principalement, alors que les noyaux lourds sont majoritairement radioactifs α et peuvent également faire des fissions spontanées. Ceci correspond à d'autres risques, qui seront listés dans l'annexe F.

Dans un premier temps, nous pouvons associer aux produits de fission du système de bullage trois barrières de confinement similaires à celles définies par le sel combustible. Des études plus avancées pourront par la suite revenir sur cette définition si nécessaire.

Nous avons présenté une possible transposition des barrières de confinement pour le sel combustible ainsi que pour le système de traitement des gaz. D'autres systèmes contenant éga-

lement des produits radioactifs sont à étudier, notamment celui du sel de la couverture fertile avec le stockage et le traitement des gaz associés, et les transferts entre ces différents systèmes.

Pour conclure brièvement ce paragraphe, rappelons que les objectifs globaux de sûreté sont tout à fait transposables au réacteur MSFR. La difficulté réside entre autres dans l'identification des accidents graves pour ce type de réacteur. Ainsi la fusion du cœur dans les réacteurs à combustible solide, notion au centre des études de sûreté actuelles, n'a pas d'équivalent immédiat pour un réacteur à combustible liquide. Une analyse de sûreté du MSFR doit donc partir des bases mêmes de la sûreté nucléaire.

3.2.5 Généralisation des méthodologies d'étude de sûreté : ISAM

Le retour d'expérience des réacteurs à eau a permis de définir des recommandations de sûreté fiables, qui restent très similaires dans ses grandes lignes dans les différents pays et organisations concernés. Il est alors important de pouvoir profiter de ce retour d'expérience sur la sûreté des réacteurs à eau, et de pouvoir le transposer, dans la mesure du possible, à de nouveaux réacteurs en développement. Pour cette raison, plusieurs organisations nationales et internationales s'intéressent à la généralisation des recommandations de sûreté des réacteurs à eau pour de nouveaux concepts de réacteurs.

Integrated Safety Assessment Method (ISAM)

Comme mentionné précédemment, le "Generation IV International Forum" ou GIF est une coopération internationale pour les recherches sur la prochaine génération des systèmes nucléaires de fission. Dans le cadre du GIF, des groupes d'experts ont été mis en place afin de développer des réflexions et méthodologies dans certains domaines précis (sûreté, prolifération, socio-économie), et ce de manière transverse aux six technologies de réacteurs étudiées [6]. Parmi ces groupes, le Risk and Safety Working Group (RSWG) travaille sur le développement et la démonstration d'une méthodologie intégrée, utilisable pour évaluer la sûreté des systèmes nucléaires de IV$^{\text{ème}}$ génération. Le travail de ce groupe a abouti à une méthodologie appelée ISAM, que nous avons choisie d'appliquer au cas du MSFR.

Ce choix est motivé en partie par la volonté des développeurs de cette méthodologie de viser un niveau de sûreté plus exigeant pour les réacteurs de IV$^{\text{ème}}$ génération. Les critères de sûreté formulés par le RSWG pour les réacteurs nucléaires de génération IV sont les suivants :

1. avoir un niveau de sûreté et de fiabilité excellent
2. avoir une probabilité et un degré réduits d'endommagement du cœur du réacteur
3. éliminer la nécessité d'intervention d'urgence hors site

Nous pouvons interpréter ces critères de sûreté comme étant plus exigeants comparés à ceux des réacteurs actuels. Remarquons que, pour le second critère, la transposition directe du cas d'un réacteur à combustible solide à un combustible liquide n'est pas adéquate. Nous pouvons tenir compte des critères de sûreté 1 et 3 tout le long de développement du design du réacteur MSFR afin d'incorporer la sûreté au sein même du design. L'utilité de l'ISAM peut être résumée en 3 points :

- L'ISAM peut être utile pendant les phases de développement du concept et du design du système afin de guider l'évolution de ceux-ci
- Les éléments choisis de la méthodologie peuvent être appliqués tout au long de l'évolution du design afin d'acquérir une compréhension objective des éléments qui contribuent aux

risques, et à la détermination de l'efficacité des dispositifs mis en place liés à la sûreté, ainsi qu'à l'impact des incertitudes

· L'ISAM peut être utilisée dans une phase avancée de développement afin de mesurer le niveau de sûreté respectant les objectifs de sûreté et les critères nécessaires pour l'obtention des licences d'exploitation et de construction.

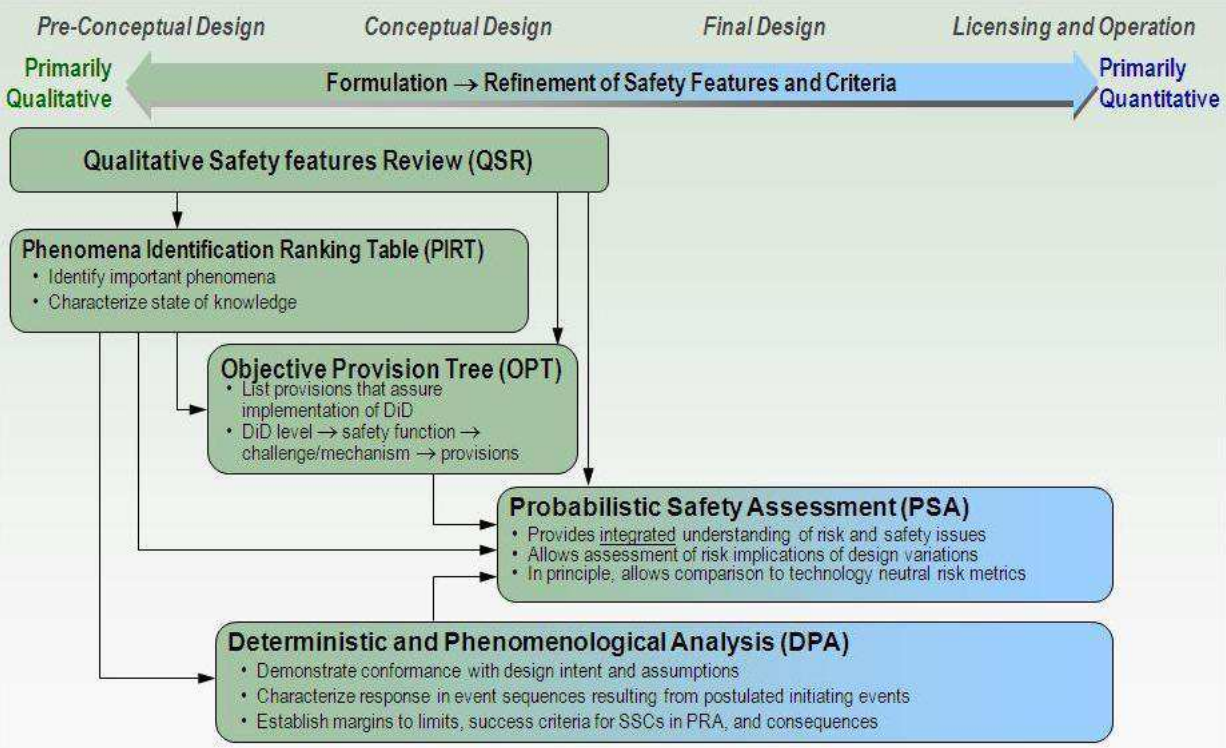

Figure 3.4: Principe de la méthodologie ISAM incluant ses 5 outils analytiques distincts [49]

L'ISAM est constituée de 5 outils analytiques distincts, qui sont destinés aux différentes étapes de développement, présentées sur le schéma 3.4. La méthodologie est bien intégrée de façon à ce que les entrées d'un outil soient reliées aux sorties des autres. Des étapes similaires se retrouvent dans d'autres méthodologies d'étude de sûreté nucléaire.

I. **Qualitative Safety Features Review (QSR)**
Le QSR est un nouvel outil qui permet de s'assurer de façon systématique que la sûreté est intégrée dans le système, et non imposée après coup ("built-in and not added-onto"). Le QSR offre un moyen de lister et de documenter les **caractéristiques et attributs de sûreté** souhaitables pour les concepts de IV^{ème} génération définis par le GIF. Le QSR permet de mettre en forme l'approche du développement du concept tout en assurant l'intégration des considérations de sûreté lors de la conception du réacteur grâce à son application à des designs dans les premières phases de développement. En utilisant un modèle structuré pour guider le processus de conception et du design, les développeurs sont amenés à évaluer comment les caractéristiques de défense en profondeur sont le mieux incorporées au design. Le QSR ne permet pas de réaliser une analyse déterminant si le concept développé est "suffisamment bon", mais donne un moyen structuré d'assurer que certaines caractéristiques souhaitées sont effectivement intégrées dans le design dès ses premières phases. Le QSR

sert également en tant qu'étape préparatoire aux autres éléments de l'ISAM en offrant une bonne compréhension du design au niveau de ses caractéristiques de sûreté, de ses atouts et de ses points vulnérables, qui seront ensuite analysés par les autres étapes analytiques.

II. **Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT)**
La PIRT est une technique très utilisée tant dans le domaine nucléaire qu'ailleurs, basée principalement sur les discussions des experts sur un (ou chaque) scénario accidentel, et sur l'identification de tous les phénomènes plausibles qui ont un impact sur les conséquences de l'accident. Chaque phénomène est ensuite classé selon son degré d'importance et son niveau de la connaissance, en mettant ainsi en valeur des phénomènes dominants. Dans la méthodologie ISAM, la PIRT joue le rôle d'identificateur et de classificateur du **spectre des scénarios et phénomènes** liés à la sûreté qui peuvent affecter le système. La PIRT est utilisée initialement dans la phase pré-conceptuelle du développement du système, et appliquée également itérativement tout le long du processus de développement. La PIRT prépare les entrées pour les analyses OPT et EPS en identifiant les mécanismes et les événements initiateurs qui mettent à l'épreuve les fonctions de sûreté. Cependant, elle peut être appliquée aux questions très générales de sûreté comme à des problématiques très spécifiques du design ou du fonctionnement.

III. **Objective Provision Tree (OPT)**
L'OPT est un outil analytique relativement nouveau, principalement développé et promu par l'IAEA. Le but de l'OPT est de documenter les **dispositifs des lignes de défense** principales qui assurent la prévention, le contrôle et la minimisation des conséquences ("3 P"). L'OPT fournit une vue globale de l'architecture du point de vue de la sûreté, et permet l'identification de chaque niveau de défense en profondeur contribuant à l'assurance des 3 fonctions de sûreté ainsi que leur relations. En amont, la PIRT permet d'identifier les phénomènes qui peuvent potentiellement être importants pour la sûreté, puis l'OPT se concentre sur l'identification des dispositifs destinés à prévenir, contrôler et limiter les conséquences de ces phénomènes. L'OPT peut également aider à identifier des mécanismes nouveaux qui mettent en danger les fonctions de sûreté, avec un retour itératif vers l'analyse du PIRT. L'OPT est appliqué dans les phases pré-conceptuelles du design, et de façon itérative tout au long du développement du design. C'est un outil qualitatif, dont le but est de faciliter le processus du design, mais qui permet également d'aider à structurer les études EPS.

IV. **Deterministic and Phenomenological Analyses (DPA)**
Les DPA sont des études classiques **déterministes** et phénoménologiques, comprenant l'étude thermo-hydraulique, l'étude CFD (Computational Fluid Dynamics), l'étude de physique du réacteur, la simulation d'accident, les modèles de comportement des matériaux, les modèles d'analyse des structures etc. Ces analyses vont être utilisées pour comprendre et quantifier les questions de sûreté qui ont pour but de guider le développement du concept et du design, dont les résultats forment les entrées des EPS fiables. Ces analyses utilisent des codes usuels d'analyses déterministes de sûreté. Il est prévu que le DPA soit utilisé systématiquement à partir de la fin de phase pré-conceptuelle et tout au long de la phase finale concernant les licences et la réglémentation.

V. **Etudes Probabilistes de Sûreté ou Probabilistic Safety Analysis (EPS ou PSA)**
Déjà introduite au début de ce chapitre, l'EPS est un type d'étude reconnu, une méthode

intégrante, rigoureuse et systématique. Cette méthode étudie l'objet défaillant, la probabilité de cette défaillance et les conséquences possibles de cette dérnière. L'EPS peut être appliqué seulement à des designs qui ont un niveau de maturité et de détail suffisant. Elle est à utiliser et à itérer au début de la phase avancée de conception du design jusqu'à la phase finale concernant les licences et la réglementation. Le concept d'EPS évolutive (mise à jour en fonction des changements du design, des configurations du système, et des procédures opérationnelles) est progressivement accepté. Le RSWG défend l'idée que l'EPS doit être appliqué au plus tôt au niveau de l'avancement du design et en continu en tant qu'outil clef tout le long de la vie du réacteur. Les autres éléments de l'ISAM ont une signification importante en tant qu'analyse indépendante, mais leur intérêt est également renforcé par leur utilité à la préparation et la mise en forme des EPS, une fois que le design est suffisamment avancé.

Un but important du RSWG est de développer une méthodologie qui puisse s'appliquer directement sur tous les systèmes de IV$^{\text{ème}}$ génération indépendamment de la technologie (technology neutral). L'étude de sûreté d'un combustible liquide est conceptuellement différente d'un combustible solide. Une application de l'ISAM sur le concept MSFR pourrait d'une part démontrer la généralité de cette méthode et participer à son développement, et d'autre part l'application de cette méthode fera avancer la réflexion sur l'étude de sûreté des réacteurs à combustible liquide. Ce travail a été initié pendant ma thèse. J'ai notamment travaillé sur la première étape, via une étude préliminaire du QSR.

Application de l'étape de QSR au MSFR

Le design du MSFR n'en est qu'au tout début de sa phase de conception, il est donc cohérent de commencer par la première étape de la méthodologie ISAM. Ainsi les vulnérabilités concernant la sûreté peuvent être identifiées, et les améliorations déterminées et implémentées dans le système dès cette première phase de développement du système.

Le QSR est en fait constitué d'une "check list", dans laquelle chaque point est évalué comme favorable, défavorable, neutre ou non pertinent. Avant de pouvoir répondre au questionnaire QSR, il est important de définir ou redéfinir certaines notions, car ces questions doivent être appliquées à un système bien défini. La première difficulté est de trouver une façon de l'appliquer. Faut-il l'appliquer à un système physique ou directement au sel combustible, dont la localisation et la géométrie est variable ? Il nous a semblé plus naturel de choisir une division du réacteur en différents systèmes physiques et d'appliquer le questionnaire sur chacun des systèmes. Dans le cas du MSFR, nous avons séparé ces systèmes de la façon suivante :

A. Système de l'espace critique et sous-critique de l'enveloppe du sel combustible
B. Système du sel de la couverture fertile
C. Système de traitement de gaz
D. Système de retraitement pyrochimique

Le système de traitement de gaz est à priori localisé au dessus du circuit combustible, et contient les produits radioactifs sous forme gazeuse, solubilisée, ou sous forme de particules en suspension dans le fluide de traitement de gaz. Ce système devra donc faire l'objet d'une prochaine étude, mais les éventuelles interactions avec le système du sel combustible doivent être également étudiées. Le système de traitement pyrochimique du sel, pourrait être en partie ou entièrement localisé dans un espace dédié à l'intérieur de l'enceinte du réacteur. Les quantités de matières radioactives présentes dans ce système sont relativement faibles : deux lots de 40 litres

de sel combustible, un jour de refroidissement étant envisagé pour chaque lot après la ponction pour retraitement. Par ailleurs, étant donnée la vitesse de retraitement faible (40 litres/jour pour 18 000 litres du volume total du sel combustible), le couplage entre ces deux systèmes dans cette étude est supposé négligeable. Ce système n'a pas non plus été étudié dans cette thèse.

A. **Système de l'espace critique et sous-critique de l'enveloppe du sel combustible**

1) **Le système de l'espace critique de l'enveloppe combustible** contient tous les éléments en contact direct avec le combustible. Il est composé du cœur et des 16 boucles de recirculation du sel combustible. Bien que la configuration précise de ces boucles soit inconnue actuellement, nous pouvons lister les éléments suivants qui existeront d'une manière ou d'une autre :
   - les injecteurs du sel (×16)
   - les collecteurs du sel (×16)
   - les séparateurs de bulles (×16)
   - les injecteurs de bulles (×16)
   - les pompes (×16)
   - les échangeurs de chaleur (×16)
   - les tuyaux
   - le réservoir de trop plein
   - les réflecteurs axiaux
   - les bouchons/vannes de vidange
   - la couverture fertile (seules les interactions avec le sel combustible sont étudiées, les risques associés au sel de la couverture fertile sont étudiés dans le système B)

   Un descriptif plus détaillé des composantes et l'explication de leur fonction peuvent être trouvés dans la section 3.4.1.

2) **Le système de l'espace sous-critique de l'enveloppe du sel combustible** est décrit à part pour faciliter la compréhension, mais est considéré pour cette analyse comme un système conjoint à l'espace critique car tous les deux sont susceptibles d'être en contact avec le sel combustible durant le fonctionnement normal du réacteur. Même si le design du système de vidange est en cours de développement, nous pouvons détailler les sous-systèmes qui sont nécessaires au confinement et au refroidissement du sel combustible, en incluant les transferts de l'espace critique vers l'espace sous-critique et vice-versa :
   - le réservoir de confinement du sel combustible avec une géométrie segmentée, les sous-réservoirs étant en communication entre-eux ;
   - la piscine d'eau dans laquelle est plongé le réservoir ;
   - les échangeurs à air répartis en périphérie interne du bâtiment réacteur et nécessaires à la convection naturelle de l'eau ;
   - les canalisations de distribution de sel et d'évacuation des gaz ;
   - les bouchons/vannes de vidange ;
   - le stock de sel de dilution au fond de la piscine.

B. **Le système du sel de la couverture fertile** est à étudier séparément, car il a des caractéristiques qui lui sont propres : neutronique, thermohydraulique, refroidissement. Les échanges entre la couverture fertile et le circuit combustible ont lieu par transfert thermique et flux neutronique. En cas de rupture de la barrière entre ces deux systèmes, il peut y avoir un échange de matière, dont les conséquences sont à évaluer. Les composants liés au circuit du sel de la couverture fertile ne sont pas encore bien définis.

La façon de diviser et de définir les systèmes est relativement subjective car il n'existe aucune règle. Il peut néanmoins s'avérer que certaines descriptions soient plus pertinentes que d'autres à l'analyse.

Pendant, l'application du questionnaire QSR sur le système du sel combustible dans l'espace critique et sous-critique, nous avons constaté qu'une interaction directe avec le RSWG était nécessaire pour travailler sur ce questionnaire. Le but de cette étude sur un concept "si jeune" n'est pas de créer une liste de réponses définitives en vue de l'évaluation de la sûreté du MSFR, mais plutôt d'élaborer des propositions de réponses à celui-ci liées à une prise de conscience de l'importance des différents aspects du design pour la sûreté. Le choix du design peut alors être "guidé" à la fois par la faisabilité et par les exigences de sûreté.

Les réponses rédigées constituent donc un document de travail, dont un extrait est présenté dans la figure 3.5, qui permet de mettre en évidence les points du design qui sont favorables du point de vue de la sûreté, et ceux qui nécessitent un réarrangement ou une modification afin d'améliorer la sûreté de ce concept. Il permet aussi de cibler les études à faire. Nous pouvons citer quelques éléments significatifs à traiter :

- Étudier le comportement thermo-hydraulique non stationnaire dans le circuit combustible en cas de transitoire opérationnel/situation incidentelle/accidentelle : une faible convection naturelle semble se mettre en place lors de certains transitoires, un design précis de l'échangeur de chaleur et des études supplémentaires sont nécessaires ; il peut être utile de rajouter éventuellement un système redondant de sûreté pour l'évacuation de la chaleur résiduelle ;
- Définir les procédures de démarrage et d'arrêt du réacteur ;
- Définir éventuellement un état et des procédures associées à l'arrêt critique (à puissance de fissions nulle) chaud et/ou froid. Un système pourrait être envisagé pour faire baisser la température du sel, qui est dans ce cas homogène, tout en restant dans une configuration critique sans puissance de fission ;
- Définir éventuellement un état et des procédures associées à l'arrêt à chaud et/ou à froid [3] (état sous-critique). Pour le MSFR, cela pourrait correspondre à deux configurations sous-critiques avec des températures de sel combustible différentes ;
- Rajouter un (ou des) système(s) de contrôle de la température (et/ou de la réactivité) pour les états d'arrêt du réacteur à chaud, d'arrêt critique et les procédures de remplissage ou de vidange - comme par exemple un système de refroidissement du sel combustible disposé différemment que les boucles de recirculation ;
- Choisir le fluide intermédiaire et, par la suite, définir le design du circuit intermédiaire et de l'échangeur du chaleur.

3. Dans un réacteur à combustible solide, un arrêt à chaud correspond à la situation d'un réacteur nucléaire à l'arrêt dans lequel la pression et la température du fluide de refroidissement sont maintenues à des valeurs proches de celles du fonctionnement en puissance, et un arrêt à froid correspond aux conditions proches des valeurs ambiantes de pression et de température. Dans ces deux cas, le réacteur est dans une configuration sous-critique.

Certains points de sûreté spécifiques au réacteur MSFR ont été mis en évidence lors des réflexions préliminaires autour du QSR et évalués comme favorables, par exemple :

- Le design actuel inclut un grand nombre de procédures et de systèmes passifs, ce qui est préférable pour les réacteurs de génération IV. Contrairement aux réacteurs actuels, certains de ces éléments sont des systèmes de sûreté uniquement, d'autres sont utilisés également en fonctionnement normal. Une réflexion avec des experts de sûreté nucléaire est nécessaire afin de savoir si ce dernier point est favorable ou non.
- En cas de perte d'intégrité des réservoirs de l'espace sous-critique, le sel combustible peut s'écouler vers le fond de la piscine d'eau. En dessous de l'enveloppe combustible sous-critique est prévu un stock de sel solide inerte, à base de LiF et comportant des poisons neutroniques comme le Bore (B) ou le Gadolinium (Gd). Le sel combustible va alors se mélanger à ce sel de dilution. La dilution va permettre une baisse significative de la température et la réduction de la puissance spécifique du combustible (montée en température plus lente). Ce dispositif de protection est également entièrement passif. Par ailleurs, bien que ce système ressemble au principe du récupérateur de corium d'un réacteur à combustible solide, l'utilisation du sel inerte n'est pas associée à un processus irréversible et n'implique donc pas obligatoirement une perte du réacteur.

D'autres systèmes du réacteur MSFR restent à étudier séparément, comme la couverture fertile, le système de traitement de gaz et d'autres systèmes de traitement ou stockage de matière radioactive. Pour ces systèmes, le questionnaire peut apporter également quelques pistes sur les aspects de sûreté importants à prendre en compte. Par la suite, les interactions entre les systèmes doivent également être envisagées pour étudier la sûreté de ce réacteur d'un point de vue global. Ceci inclut par exemple une possibilité de fuite du fluide de traitement de gaz ou du sel fertile qui risquent donc de se mélanger avec le sel combustible.

Une partie du questionnaire concerne des discussions autour des différents types d'accidents. Cette liste a été complétée en respectant les catégories proposées initialement et définies par la probabilité et la gravité des conséquences, et en ajoutant des types d'accidents qui nous semblent jouer un rôle important dans le MSFR. Cette liste n'est en aucun cas exhaustive. D'autres études ont été entreprises pour rechercher l'exhaustivité des accidents dans le MSFR, comme décrit ci dessous en section 3.3.

Page 1 of 9

TABLE A21 c

CLASS 3 : Detailed & Technology neutral requirements applicable to a given safety function

(*) Requirements applicable to the decay heat removal (DHR) safety function

Questions QSR	MSFR
1. 1st level : PREVENTION : Prevention of abnormal operation and failures	
1.1 Work out and set up a design for the plant (i.e. the reactor core, primary & secondary circuit and BOP), that will allow simple procedures for the reactor operations and maintenance during normal conditions (i.e. minimize process' complexity and avoid inherent instability; systematic consideration of human factors and the human–machine interface for operation and shut down)	
1.1.1. Elaborate and set up a simple neutronic design (core & internals)	Cœur neutronique : forme cylindrique (hauteur = diamètre) ou forme torique proche. «Internals » : aucune structure dans le cœur neutronique, présence d'une couverture fertile radiale, de réflecteurs axiaux, et d'autres matériaux de structure seulement autour du cœur neutronique. Design précis du cœur en cours d'optimisation thermo-hydraulique. Contrainte neutronique à respecter pour cette optimisation : minimiser le flux neutronique sur les matériaux. Neutre/Favorable
1.1.2. Elaborate and set up a simple plant's thermo hydraulic design **1.1.2.1.** Simplify the thermo hydraulic for the normal operating conditions (heat removal at nominal operating conditions and during nominal operational transients) – Primary (vessel internals) and Secondary side	Réponse seulement pour le circuit combustible. Thermo-hydraulique - fonctionnement nominal : Étudié dans le projet EVOL; minimiser les recirculations et les contraintes thermomécaniques sur les matériaux de structure (ΔT et T_{max}). Evacuation de chaleur - fonctionnement nominal : Etude de pré-dimensionnement des échangeurs de chaleur (conclusion : il existe des solutions). Thermo-hydraulique - transitoires opérationnels : Etude du pilotage de la puissance par le débit du sel combustible ou par la puissance extraite, étude de la vidange du sel combustible, autres transitoires à étudier (démarrage). Evacuation de chaleur - transitoires opérationnels : Concevoir un design précis des échangeurs (fluide intermédiaire, pertes de charge...) et établir un meilleur modèle des échanges (rayonnement, contact sel/matériaux...). Impact de la présence de bulles dans le sel combustible à prendre en compte dans l'ensemble des études ci-dessus. Neutre

FIGURE 3.5: Extrait du QSR de la méthodologie ISAM ; les questions sont en anglais pour garder l'authenticité de l'expression originale ; les réponses consistent en explications avec s'il y a lieu un avis : favorable, défavorable ou neutre. Nous nous sommes basés sur le concept de référence du MSFR avec des commentaires si nécessaires concernant d'éventuelles alternatives pour le design.

1.1.2.2. Simplify the thermo hydraulic for the normal DHR (Decay Heat Removal)	Nous répondons aux questions suivantes pour deux localisations du sel combustible en fonctionnement normal, et nous considérons donc le système d'extraction de la chaleur résiduelle dans une situation normale (normal DHR) et dans une situation accidentelle (safety DHR), sans préciser de quelle situation accidentelle il s'agit. *(Commentaire : Nous avons considéré ici que, si l'extraction de chaleur résiduelle normale se fait de manière entièrement passive, le même système joue aussi le rôle de système de sûreté).* Circuit combustible : Le sel combustible peut rester à priori dans l'espace critique à puissance nulle. La puissance résiduelle sera évacuée en ajustant les débits du sel combustible et du fluide intermédiaire pour n'extraire que la puissance résiduelle par convection forcée. Un (ou des) système(s) d'insertion d'anti-réactivité sont envisagé(s) pour baisser la température moyenne à puissance nulle. Situation particulière : impossibilité d'assurer le refroidissement si le sel combustible ne peut pas circuler, par exemple : le circuit n'est pas entièrement rempli ou le circuit est bouché et empêche la circulation du sel combustible. Envisager un système de refroidissement redondant prévu spécialement pour cette situation, ainsi que pour le remplissage et la vidange du sel combustible. Une possibilité est de remplir ou vidanger suffisamment rapidement pour que la puissance résiduelle ne puisse poser de problème pendant le temps de transfert. Réservoir de vidange : le DHR est assuré par des écoulements naturels (passifs, donc simples). Favorable
1.1.2.3. Simplify the thermo hydraulic for the safety DHR	Dans le circuit combustible : Après l'arrêt du réacteur, la convection naturelle du circuit combustible se met en place (dépend fortement du design de l'échangeur) et, avec la convection naturelle du circuit intermédiaire, le réacteur peut éventuellement rester critique, mais la puissance résiduelle sera extraite. Dans le réservoir de vidange : Évacuation de la chaleur par des systèmes passifs : par ébullition de l'eau, évacuation par une tour de refroidissement à l'air (passif) Favorable
1.1.2.4. Separate the normal operating DHR function from the safety DHR	Deux systèmes d'évacuation de la puissance résiduelle sont mis en place, dans l'espace critique et le réservoir de vidange ; 2 systèmes très diversifiés concernant la localisation du sel combustible, le fluide intermédiaire et son circuit, et finalement le circuit associé à la tour de refroidissement et au système de conversion. Les deux systèmes sont utilisés pendant le fonctionnement normal et en situation accidentelle. Redondance circuit combustible-vidange (complétement passif) : Le non fonctionnement de l'un (dans l'espace critique), mène à la possibilité de l'utilisation de l'autre (vidange passive et refroidissement passif). Redondance vidange-circuit combustible (nécessite des systèmes actifs) : Si le sel combustible se trouvant dans le réservoir de vidange ne peut pas être refroidi par l'eau, il peut être remonté par des systèmes actifs pour être refroidi en cœur, voire dans l'espace de stockage. Neutre
1.1.2.5. Increase the range covered by normal DHR systems (forced convection, natural convection)	Circuit combustible : les circulations dues à la convection naturelle (mais aussi forcée) dans le circuit combustible ainsi que dans le circuit intermédiaire pourraient exister pour pouvoir toujours extraire la puissance résiduelle (sauf perte du fluide intermédiaire); « Range » : très dépendant du dimensionnement de l'échangeur de chaleur (les pertes de charge associées ?

	Bypass ?) et du circuit intermédiaire (configuration du circuit qui permet une convection naturelle importante). Réservoir de vidange : la puissance résiduelle est évacuée par la convection naturelle. Remarque : même en cas de fuite par évaporation du fluide « intermédiaire » (eau dans la piscine), une inertie importante est donnée au système permettant un refroidissement assuré jusqu'à la diminution significative de puissance résiduelle (de l'ordre de quelques mois). Favorable
1.1.2.6. Minimize the number of components per system	Non pertinente/Qu'appelle-t-on système dans ce contexte ?
1.1.2.7. Standardize the components among normal operating DHR and safeguard DHR	Les systèmes intervenant dans l'extraction de chaleur résiduelle : passifs, et non complexes, seule exigence : étanchéité (pour toutes les composantes des circuits (combustible et intermédiaires) de l'espace critique et du réservoir de vidange. Favorable
1.1.3. Elaborate and set up a plant's simple thermo-mechanic design **1.1.3.1.** Simplify the primary vessel internals from mechanical point of view	*Commentaire : Les questions sur le « primary vessel » sont transposées sur le circuit combustible ET l'enveloppe combustible. Les deux représentent en quelque sorte la double paroi du « primary vessel ».* Pas de pression, pas de matières inflammables ou de réactions chimiques violentes dans l'enveloppe combustible/circuit combustible. Le circuit combustible est soumis à des températures importantes, des variations de température importantes (~750°C → ~400°C, en absence du sel combustible dans le circuit combustible), des gradients de température, et de la fatigue cyclique des vibrations dues à l'écoulement du sel. Favorable
1.1.3.1.1. Leaktightness	Petites fuites (au niveau du circuit combustible ou l'enveloppe combustible) : étanchéité assurée par le maintien de la température hors circuit combustible ou hors enveloppe combustible à ~400°C, permettant une solidification instantanée. Certains composants du circuit combustible envisagés avec une double paroi permettant la détection de fuite grâce aux PF gazeux. Fuites petites à moyennes probablement solidifiées dans cette paroi double. Grosses fuites (type brèche) : écoulement du sel combustible hors du circuit combustible au fond de l'enveloppe combustible, où des collecteurs sont mis en place pour permettre l'évacuation des grosses fuites vers les réservoirs de vidange. Pompe : ne permet pas une étanchéité au sel par construction, mais sera étanche grâce à la solidification du sel en cas de fuite. Echangeur de chaleur : nécessite une attention particulière concernant l'étanchéité, due à une surface de contact très importante avec le sel et à l'épaisseur des plaques de l'échangeur relativement fine ; risque de corrosion chimique et thermomécanique.
1.1.3.1.2. Corrosion	Corrosion chimique (tellure ou oxydation du Cr) contrôlée par le potentiel redox (ajustement UF_3/UF_4) par l'unité de retraitement pyrochimique, en cours d'étude. Neutre
1.1.3.1.3. Defaults and cracks propagation	voir 1.1.3.1
1.1.3.1.4. Vibrations	voir 1.1.3.1
1.1.3.2. Minimize the number of systems connected to the primary circuit	*Cette question a été traitée pour le circuit combustible.* Circuits de recirculation en 16 boucles : connections en bas ainsi qu'en haut du circuit, 16 séparateurs et injecteurs de bulles, plusieurs

	vannes/bouchons de vidange, des tuyaux (nombre non défini) menant vers le niveau libre, de petits tuyaux (fermés en cas de non-utilisation momentanée) de la ponction du sel pour le retraitement dans l'unité pyrochimique. Défavorable Pour éviter autant de connections, un système compact est envisagé : 16 blocs contenant l'ensemble des composants (pompe, échangeur de chaleur, couverture fertile (1/16), injection des bulles, séparateur des bulles, niveau libre, vanne et bouchon de vidange), l'étanchéité entre les 16 blocs est assurée par une géométrie extérieure (une cuve), les connections étanches concernent l'échangeur de chaleur (pour le circuit intermédiaire), les tuyaux de vidange, les tuyaux de gaz (sortant du séparateur des bulles et menant à l'injecteur des bulles) et les tuyaux pour la couverture fertile.
1.1.3.3. Minimize the impact of transients 1.1.3.3.1. Minimise the thermo mechanical loads during operational transients 1.1.3.3.2. Minimise the thermo mechanical loads during abnormal and accidental transients	Les transitoires opérationnels et accidentels ont été étudiés avec des modèles simplifiés (1D, 2D), des études plus complètes sont à réaliser en 3D pour évaluer l'influence du régime de circulation, de la puissance de fonctionnement, ainsi que du profil de circulation, sur les contraintes thermomécaniques aux structures.
1.1.3.4. Minimize the number of components per system	Non pertinente/Qu'appelle-t-on système dans ce contexte ?
1.1.4. Elaborate and set up a simple plant's Instrumentation & Control (I&C) system	A développer. Inspection des constituants du circuit combustible automatisée et détection des produits de fission. Inspection des éléments combustibles non nécessaire. Des dispositifs de mesures de température, débit ou d'autres variables importantes à mettre en place. Neutre
1.1.5. Elaborate and set up a simple plant layout (primary & secondary side and BOP) allowing accessibility for ISI&R (In-Service Inspections and Repair)	Fonctionnement normal, inspection, réparation et maintenance à développer. Une réparation ou un remplacement des constituants d'un des 3 emplacements du sel combustible (circuit combustible, réservoir de vidange et réservoir de stockage) pourrait être fait en déplaçant le sel d'un emplacement à l'autre. Un rinçage du circuit combustible avec un sel de rinçage est prévu avant réparation, maintenance, ou remplacement. Pour le design des 16 blocs (description voir 1.1.3.2), la maintenance et la réparation du circuit combustible est simple : en cas d'une défaillance quelconque, remplacement du bloc entier suivi d'un rinçage. Neutre
1.1.6. Minimize the uncertainties about the operational plant conditions	Nécessite beaucoup d'études expérimentales (thermo hydraulique, chimie, matériaux, neutronique…)
1.1.7. Improve the quality of the information (operational data) **1.1.7.1.** Implement adequate control on systems behaviour and status	A développer.
1.1.8. Improve the man-machine interface	A développer.
1.1.9. Adapt the man-machine interface to the future user (human and organizational factors) **1.1.9.1.** Simplify and automatize as needed and justified the procedures for the operation **1.1.9.2.** Simplify and automatize as needed and justified the procedures for the inspection **1.1.9.3.** Simplify and automatize as needed and	A développer. Commentaire général sur l'interface homme-machine et le rôle de l'opérateur : en situation accidentelle, beaucoup de procédures sont entièrement automatisées ou passives (bouchons de vidange actionnés par une coupure d'électricité ou une augmentation de température, écoulement et refroidissement passifs).

justified the procedures for the maintenance and preventive repair	
1.2. **Identify the Postulated Initiating Events, looking for exhaustiveness, including internal and external hazards considering all plausible plant conditions (operation and shut down); minimize their frequency of occurrence.** N.B. The analysis is organized first, listing the conventional PIE and, in a second step, reasoning through the safety functions. This allows a crossed vision of the assets and the drawbacks of the concept	
1.2.1. Category 2 Initiating faults	Interprétation/Définition Catégorie 2 : incidents de fréquence modérée, qui ne nécessitent pas de réparation.
1.2.1.1. LOOSP (Loss of off-site Power) <1 hour	Des systèmes redondants (diesel ou utilisation de la turbine) seront mis à disposition sur le site pour alimenter les pompes du circuit combustible et du circuit intermédiaire en priorité. Le réacteur est alors arrêté « lentement » pour permettre la décroissance de la puissance résiduelle et donc faciliter la vidange du sel combustible vers le réservoir avec refroidissement passif. En cas de défaillances des systèmes d'alimentation électrique redondants, les pompes du circuit combustible et intermédiaire sont équipées de systèmes d'inertie (temps caractéristique de l'ordre de 100s) qui permettront un arrêt du réacteur sans augmentation importante de la température du sel combustible (Plus de détails dans le chapitre 5).
1.2.1.2. Inadvertent reduction of primary pump	Risque de sur-refroidissement et de gel du sel combustible dans l'échangeur de chaleur. Autres effets locaux possibles dans la boucle défaillante, étude 3D sur un design plus précis de l'ensemble du circuit et de l'échangeur nécessaire. Effets globaux : diminution intrinsèque de la puissance de fission (car diminution de la puissance extraite ~15/16ème), température moyenne environ constante.
1.2.1.3. Etc. List to be completed **(Les types d'accidents en français ci-dessous ont été rajoutés)**	
1.2.1.4. Défaillance d'une (ou plusieurs) pompe(s) du circuit intermédiaire	Le sel combustible dans un (ou) des échangeurs n'est plus refroidi(s), équivalent d'une insertion d'anti-réactivité en cœur, stabilisation du réacteur à une puissance plus faible (~15/16ème ou moins), température moyenne équivalente à la température moyenne nominale, profil d'écoulement en cœur à priori légèrement modifié (pas encore étudié en 3D).
1.2.1.5. Vidange intempestive du réacteur	Pas de problème particulier, car le système de vidange est toujours opérationnel. Vidange trop rapide : peut induire un arrêt brutal de circulation, le sel combustible dans le cœur du réacteur peut voir sa température augmenter, donc éventualité de choc thermique sur les structures du système de vidange.
1.2.2. Category 3 Initiating faults	Interprétation/Définition Catégorie 3 : accidents de fréquence faible (10^{-2}-10^{-4} par an par réacteur) suite à un accident de catégorie 3, le réacteur est arrêté et il peut subir une longue période de réparation, mais devra pouvoir redémarrer.
1.2.2.1. LOOSP >1 hour	L'arrêt du réacteur et le refroidissement peuvent entièrement être assurés par des systèmes passifs. Pas de différence avec "1.2.1.1 LOOSP <1 hour". Favorable

1.2.2.2. Coast down of all primary pumps not due to the LOOSP	Interprétation : arrêt des pompes du circuit combustible, sans arrêt des pompes intermédiaires. Risque, suite à l'arrêt des pompes du circuit combustible, de sur-refroidissement dans les échangeurs de chaleur avec possibilité de solidification ou de dépôt (de PuF_3 par exemple). Couplage des pompes du circuit combustible aux pompes du circuit intermédiaire envisagé. Réchauffement du sel combustible dans les échangeurs de chaleur également envisagé. (En cours d'étude) (Pour l'instant) Défavorable
1.2.2.3. Etc. List to be completed **(Les types d'accidents ci-dessous ont été rajoutés)**	
1.2.2.4. Grosse fuite (brèche) dans le circuit combustible	L'élément endommagé doit être échangé, voir également 1.1.3.1.1.
1.2.2.5. Grosse fuite de la couverture fertile	Le mélange peut être vu comme une insertion d'anti-réactivité du point de vue neutronique, donc sans conséquences importantes, suivi de la vidange, dont le réservoir est dimensionné pour recueillir des volumes plus importants. Le sel fertile étant le même sel que le sel combustible à l'inventaire de matière fissile près, le mélange de ces deux seuls ne pose pas de problème, nécessite un nettoyage des sels et le remplacement ou la réparation de la paroi couverture fertile/sel combustible. (Petite fuite pendant un laps de temps relativement court : pourrait être contrôlée/compensée par le retraitement des sels).
1.2.2.6. Rupture de l'échangeur de chaleur	Fuite du sel combustible dans le circuit intermédiaire ou l'inverse, suivie par la vidange du sel combustible. La définition du design précis du circuit intermédiaire est très importante pour ce type d'accidents. Possibles conséquences : nettoyage des sels, remplacement de l'échangeur endommagé, contamination du circuit intermédiaire.
1.2.3. Category 4 Initiating faults	Interprétation/Définition Catégorie 4 : accidents graves et hypothétiques d'une fréquence < 10^{-4} par réacteur par an, suite à un tel accident, le réacteur est arrêté et n'est pas réparable.
1.2.3.1. Loss of redundant systems (e.g. vault cooling circuits; roof cooling circuits; etc.)	Sous l'hypothèse que les systèmes redondants sont «la vidange» avec son système de refroidissement, les accidents concernés sont donc : Une impossibilité de vidange, menant à une augmentation de température du sel dans le circuit combustible jusqu'à la perte d'intégrité du circuit par fonte des matériaux (T de fusion > 1400°C). Le sel combustible s'écoule hors circuit combustible mais à l'intérieur de l'enveloppe combustible, puis par des collecteurs vers le réservoir de vidange standard. Sel combustible dans le réservoir de vidange, le refroidissement ne peut pas être assuré (absence d'eau dans la piscine entourant le réservoir de vidange), la température du sel combustible augmente jusqu'à la perte d'intégrité du réservoir. Le sel combustible s'écoule au fond de la piscine, qui contient une couche de sel de dilution (à base de LiF avec des poisons neutroniques). Le sel combustible est alors mélangé au sel de dilution augmentant ainsi la surface d'échange et empêchant un éventuel retour à la criticité. Favorable
1.2.3.2. Primary pump faults (pump seizure and shaft failure)	Le grippage de la pompe peut être considéré comme un arrêt de pompe brutal sans système d'inertie, la seule inertie alors associée est celle du fluide.
1.2.3.3. Missiles	Concerne le design du bâtiment réacteur. A développer.
1.2.3.4. Earthquake	Conception mécanique des systèmes importants pour la sûreté doit prendre

	en compte de tels accidents. A développer.
1.2.4. Design extension conditions (Limiting events in the EFR terminology; e.g. leakage of main and safety vessel) **1.2.4.1.** Leakage of main and safety vessel **1.2.5. Design extension conditions (Beyond design Plant States in the EFR terminology; e.g. CDA (Core disruptive accident) without loss of roof leaktightness)** CDA without loss of roof leaktightness	Application/Interprétation pour un nouveau réacteur comme le MSFR difficile. Le design du MSFR est prévu pour des situations accidentelles, qui permettent un écoulement du sel combustible dans le réservoir de vidange ou même dans la piscine, voir aussi 1.2.3.1. Un type d'accidents très hypothétique «beyond basis accident» serait donc une possibilité que le sel combustible sorte de la seconde barrière (après avoir traversé l'enveloppe combustible) sans s'écouler vers la partie sous-critique. Les scénarios menant à une telle situation ne sont pas envisagés à ce jour. Néanmoins, les conséquences possibles sont discutées : Petite fuite du sel combustible hors de «notre seconde barrière » arrêtée par la solidification avec une légère contamination du bâtiment réacteur. Grosse fuite du sel combustible : écoulement du sel combustible vers des géométries plutôt étalées (éventuellement éviter les récipients fermés et vides dans le bâtiment réacteur qui pourraient recueillir et concentrer le sel combustible en limitant la surface d'échange et en permettant un retour à la criticité) ; le refroidissement ne sera assuré que par la circulation d'air. Si le bâtiment du réacteur est également endommagé, le refroidissement par air pourra à priori être plus efficace et permettre ainsi de garder le sel combustible à une température limitée. Favorable (Les accidents non pris en compte dans le design sont difficilement envisageables : manque d'exhaustivité)
1.2.6. Event eliminated by design or practically eliminated (Events needing demonstration of Classification in the Residual Risk (cf. 1.3 below))	-
1.2.7. PIE which affect the safety function "reactivity control" **1.2.7.1.** Inherent core reactivity changes (e.g. due to geometry changes) **1.2.7.2.** Reactivity changes induced by events external to the core (e.g. Control rod withdrawal)	Source de réactivité : perte de bouclier thermique, sur-refroidissement dans l'échangeur, arrêt des pompes (précurseurs de neutrons retardés), insertion de sel combustible plus froid se trouvant dans les tuyauteries ou dans le niveau libre, injection de sel combustible de l'unité de retraitement avec une quantité de matière fissile trop élevée, accélération du bullage. L'ensemble < 500pcm dépendant du dimensionnement précis. Source d'anti-réactivité : perte de refroidissement dans l'échangeur, insertion de sel combustible plus chaud (origine inconnue), arrêt du bullage (< 500pcm). Sources de réactivité/anti-réactivité à comparer à la fraction effective de neutrons retardés évaluée autour de 170 pcm. Favorable
1.2.8. PIE which affect the safety function "heat removal" **1.2.8.1.** Sequences initiated by the degradation of the normal heat removal path within the primary circuit	Le refroidissement normal est le refroidissement avec les pompes fonctionnelles. En cas de défaillance de ces pompes, la convection naturelle doit alors extraire la chaleur résiduelle.

1.2.8.1.1. Sequences initiated by the loss of primary coolant flow 1.2.8.1.1.1. Set up a reliable primary fluid circulation (i.e. avoiding the possibility for uncontrolled bypasses) 1.2.8.1.1.2. Minimise the risk for normal flow disturbances (e.g. Blockages) 1.2.8.1.1.3. Simplify the primary fluid path and set up the possibility for reliable natural convection	Blocage possible dû au gel du sel combustible dans les échangeurs, ou aux pertes de protection thermique (si présentes). Sauf blocage, par conception la convection naturelle devra se mettre en place.
1.2.8.1.2. Sequences initiated by the leakage of primary coolant 1.2.8.1.2.1. Minimise the number of connections on primary circuit 1.2.8.1.2.2. Minimise the length of the pipes which carry primary fluid 1.2.8.1.2.3. Minimise the energy stored within the primary fluid (e.g. primary pressure) 1.2.8.1.2.4. Minimise the phenomena which, inducing abnormal stress and strains on the primary circuit, can increase the risk of its failure/leakage (e.g. those phenomenon which can induce corrosion)	La perte du sel combustible (voir aussi 1.1.3.1.1) hors circuit combustible n'est pas seulement un événement affectant la fonction de sûreté du refroidissement, mais aussi le confinement de la matière radioactive. Le circuit combustible est voulu compact, néanmoins beaucoup de systèmes sont connectés au circuit combustible (voir aussi 1.1.3.2).
1.2.8.1.3. Sequences initiated by physical modifications within the primary circuit (changes in conductivity, convection or radiation properties) 1.2.8.1.3.1. Provide the adequate means to keep the properties within allowable ranges	Sel combustible chimiquement stable jusqu'à la température de dissociation (T > 1500 °C), avec des propriétés stables, pas de changement de pression, pas d'ébullition (T~1800°C). Changement possible lors de la solidification, la plupart des systèmes contenant le sel combustible sont équipés de systèmes de chauffage pour garder le sel liquide ou le faire fondre si nécessaire (Tuyaux, réservoirs, échangeurs, ...). Favorable
1.2.8.2. Sequences initiated by the degradation of the normal heat removal path downstream the primary circuit	Perte du système de refroidissement du sel combustible dans l'enveloppe combustible, conduit à la vidange du sel actionnée par des vannes ou par des bouchons à ouverture passive.
1.2.8.2.1. Sequences initiated by the loss of secondary coolant flow 1.2.8.2.1.1. Set up a reliable secondary fluid circulation (i.e. avoiding the possibility for uncontrolled bypasses) 1.2.8.2.1.2. Minimise the risk for nominal flow disturbances (e.g. Blockages) 1.2.8.2.1.3. Simplify the secondary fluid path and set up the possibility for reliable natural convection	Perte brutale de la circulation du fluide intermédiaire : peut induire une augmentation de température du sel combustible, qui est alors vidangé. Le circuit intermédiaire sera défini de façon à favoriser la circulation par convection naturelle du fluide intermédiaire. Blocage possible dû aux structures du circuit intermédiaire ou dû à la solidification du fluide intermédiaire. Design du circuit non défini.
1.2.8.2.2. Sequences initiated by the leakage of secondary coolant 1.2.8.2.2.1. Minimise the length of the pipes which carry secondary fluid 1.2.8.2.2.2. Minimise the energy stored within the secondary fluid (e.g. secondary pressure) 1.2.8.2.2.3. Minimise the phenomena which, inducing abnormal stress and strains on the secondary circuit, can increase the risk of its failure/leakage (e.g. those phenomenon which can induce corrosion)	Perte brutale du fluide intermédiaire (en quelques secondes l'échangeur est vidé) : peut induire une augmentation rapide de température du sel combustible, avec une dilatation du sel combustible ; phénomène à considérer lors du dimensionnement des tuyaux vers le niveau libre. Vidange du sel combustible.
1.2.8.2.3. Sequences initiated by physical modifications within the secondary circuit (changes in conductivity, convection or radiation properties)	Fluide intermédiaire non encore sélectionné. Possibilité : Sel ou Métal – fluide chimiquement stable sans pression, avec des propriétés stables, hors solidification. Le circuit intermédiaire aura à

1.2.8.2.3.1. Provide the adequate means (e.g. accessibility, measurements, etc.) to keep the properties within allowable ranges	priori un système de chauffage pour le garder liquide, ou réchauffer si nécessaire.
1.2.8.3. Sequences initiated by loss heat sink 1.2.8.3.1. Provide reliable ultimate heat sink	L'accident de type « perte de la source froide du circuit intermédiaire » a des conséquences similaires aux accidents de type 1.2.8.1 et 1.2.8.2, mais avec un temps de déroulement beaucoup plus lent, dû à l'inertie du fluide intermédiaire. Cette inertie est très favorable et permet une vidange du sel combustible lente et contrôlée.
1.2.9. PIE which affect the safety function "confinement of radioactive materials" **1.2.9.1.** Sequences initiated by barriers leakages (fuel, primary confinement, secondary confinement)	Pendant le fonctionnement normal le sel combustible doit se trouver dans l'enveloppe combustible de l'espace critique, ou l'espace sous-critique, ou l'espace de stockage (zone rose et violette sur la figure 3.3). Sa présence hors de ces zones est considérée comme un événement accidentel. Autres produits radioactifs pouvant également se trouver dans l'espace de stockage, espace de traitement. Présence de produits radioactifs dans la seconde barrière hors de l'enveloppe combustible : peut contaminer localement des matériaux de structures. Les produits radioactifs gazeux sont filtrés à l'intérieur de la seconde barrière et de l'enceinte réacteur. Le sel combustible constitue lui-même une barrière dans le sens où beaucoup de radionucléides y sont solubilisés et y resteront piégés en cas de mise à l'air du combustible. En particulier, les Cs et I, qui constituent l'essentiel des rejets dans le cas des réacteurs actuels, sont particulièrement stables dans le sel combustible surtout lorsque celui-ci se solidifie en surface. Favorable pour le contact air/sel, mais défavorable pour le système complet (plusieurs localisations et formes de confinement des produits radioactifs avec les unités de retraitement) si comparé à une installation de réacteur seule (sans unité de retraitement associée)

3.3 Approche utilisant l'analyse systémique de risque

En parallèle aux méthodologies d'étude de sûreté propres à l'industrie nucléaire, nous nous intéressons à l'analyse systémique de risque, qui est une démarche plus générale appliquée dans tous les domaines de l'industrie. Cette méthode nous permet d'aborder la sûreté du MSFR sous un angle différent afin de ne pas manquer d'événements spécifiques au réacteur MSFR qui seraient absents tels quels dans d'autres types de réacteurs et par conséquent absents des listes existantes.

3.3.1 Qu'est-ce qu'une analyse systémique de risque ?

Tout d'abord, définissons ce qu'est un risque. Toutes les démarches d'analyse de risques considèrent une définition exprimée mathématiquement par la formule :

$$Risque = Probabilité \times Gravité$$

Après identification du risque, on peut alors le réduire en diminuant soit sa probabilité d'occurrence, soit sa gravité. Pour un système en cours de conception, il est ainsi possible de faire évoluer le design afin d'éviter ce risque si possible, sinon de le réduire dès la conception. Par exemple, ceci peut correspondre à remplacer un fluide potentiellement chimiquement actif par un fluide stable.

Décrivons maintenant les étapes de la méthodologie d'une analyse systémique de risque, résumées sur le schéma 3.6. Le système à étudier doit être défini précisément avec ses limites spatiales et temporelles en décrivant de façon détaillée son fonctionnement. Après une décomposition en sous-systèmes, composants et fonctions, on peut identifier les modes de défaillances (notés FM pour Failure Mode), les phénomènes dangereux (notés DP pour Dangerous Phenomena) ou les déviations possibles de fonctionnement. Par la suite, on peut déterminer les conséquences possibles des défaillances ou des déviations sur le système et son environnement. Ainsi, on construit des liens de causalité entre les risques et leurs causes primaires. Le système est alors modélisé : ce modèle permet une représentation prédictive de la logique de fonctionnement du système.

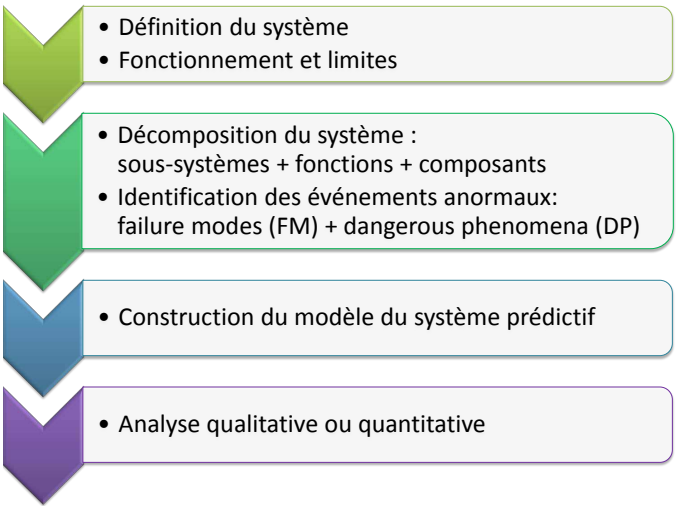

Figure 3.6: Représentation schématique des étapes d'une analyse systémique de risque

L'analyse du modèle peut être qualitative ou quantitative, permettant ici de combiner les approches déterministe et probabiliste décrites précédemment. L'analyse qualitative consiste en un classement des événements non désirables selon leur importance relative et leur mode d'apparition. L'analyse quantitative peut alors être établie en attribuant des probabilités d'occurrence et un niveau de gravité aux conséquences.

Une grande partie des étapes d'analyse de risques sert à identifier tous les dangers et les initiateurs menant à ces dangers, donc de réétudier tout le système en détail. Les études de sûreté nucléaire partent souvent d'une liste précédemment établie des initiateurs et des dangers connus d'un réacteur nucléaire. En élaborant la modélisation du système de l'analyse de risques, représentation prédictive de la logique de fonctionnement du système, nous visons à établir la liste des risques, des initiateurs et des scénarios accidentels propres au MSFR, que nous pourrons par la suite comparer à ceux établis pour les réacteurs actuels.

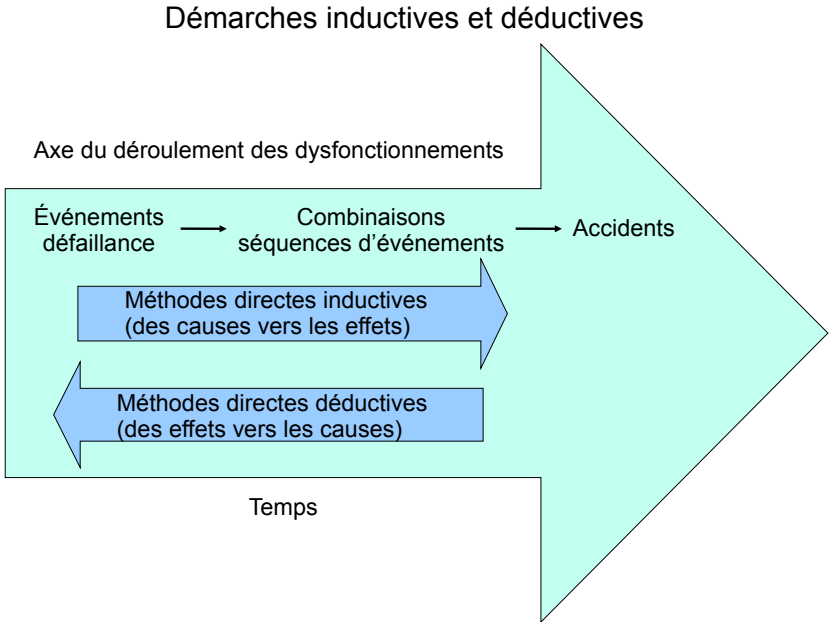

Figure 3.7: Schéma explicatif des méthodes : inductives selon le déroulement du temps, déductives dans le sens inverse

L'exhaustivité est recherchée dans cette description : c'est à travers des méthodes inductives et déductives que nous pouvons en approcher. Le principe de ces deux types de méthodes est représenté sur la figure 3.7. L'approche inductive consiste à supposer des initiateurs (modes de défaillances ou autres initiateurs) et à étudier les conséquences possibles de ces derniers. Pour les risques et les phénomènes dangereux identifiés, nous pouvons chercher d'autres initiateurs possibles, via l'approche déductive. Les deux méthodes sont complémentaires ; leur utilisation itérative permet d'obtenir un modèle plus exhaustif.

Dans la suite de cette section, nous commençons par décrire brièvement quelques méthodes utilisées en analyse systémique de risque avant de présenter un logiciel développé afin d'utiliser de manière coordonnée ces diverses méthodes. L'application de ces méthodes et logiciel au cas du MSFR est ensuite présentée dans la section 3.4.

3.3.2 Présentation des méthodes d'analyse

Analyse des Modes de Défaillances, de leurs Effets et de leur Criticité (AMDEC)

L'AMDEC a été développée en 1949 par l'armée américaine. Dans cette analyse, on s'intéresse tout d'abord à tous les modes de défaillance des composants et des fonctions. On cherche à déterminer les causes et les conséquences de ces modes de défaillance. Dans l'AMDEC, comme son nom l'indique, la criticité de ces modes est également évaluée. Il s'agit du produit de G la gravité de la défaillance, par P la probabilité que la défaillance survienne et D l'efficacité des moyens de détection de la défaillance : $C = G \times P \times D$.

Cette méthode a pour objectif non seulement de lister les défaillances afin de mieux les prévoir, mais aussi de permettre de hiérarchiser ces modes de défaillance selon leur facilité de détection et des moyens de prévention. Elle permet également l'identification des modes communs de défaillance.

HAZard and OPerability studies (HAZOP)

La méthode HAZOP a été mise au point en 1963 par la société ICI lors de la construction d'une installation de production de phénol et d'acétone à partir de cumène [50]. A la base destinée à l'industrie pétrochimique, la méthode s'est généralisée aux différents secteurs de l'industrie. L'HAZOP repose sur l'étude des conséquences d'une variation d'un paramètre. Les objectifs sont semblables à la méthode AMDEC sauf qu'on ne considère plus les modes de défaillance mais des dérives potentielles de paramètres liés à l'exploitation de l'installation. Il s'agit alors d'étudier comment agissent les variables (Température, Débit, Pression etc.) lorsqu'il y a une modification. Pour cela, on utilise des mots clefs (Plus, Moins, Fluctuation etc.) qui nous indiquent comment sont modifiées les variables. Puis on recherche les causes possibles de cette modification et finalement les conséquences possibles. Comme dans la méthode AMDEC, on s'intéresse aux différents moyens de détection que l'on peut mettre en place ainsi qu'aux différents moyens de prévention et de protection.

Arbre de défaillances (Fault Tree Analysis)

Comme mentionné précédemment, les arbres de défaillances sont des schémas de liaisons entre des causes et des événements. La finalité de l'arbre est un événement non souhaité (ENS), dont différentes branches représentent les causes menant à cet ENS. On utilise généralement des connecteurs logiques ET/OU pour indiquer si l'occurrence d'un seul événement précédent est suffisante ou si l'occurrence simultanée de plusieurs événements est nécessaire pour causer l'événement suivant. La figure 3.8 montre la représentation de ces connecteurs logiques dans un arbre de défaillances.

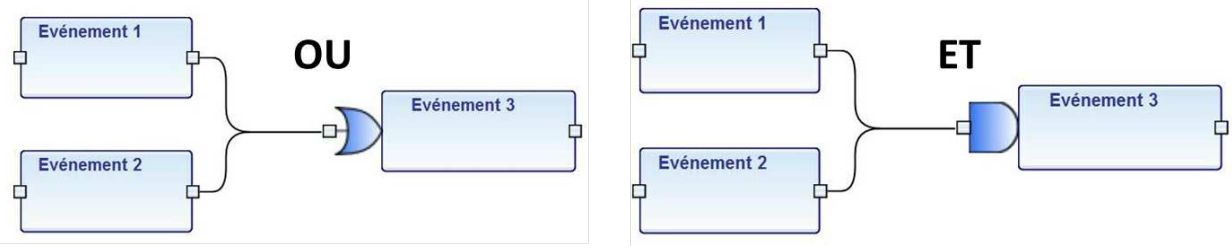

Figure 3.8: Deux types de connecteurs logiques utilisés dans la représentation des arbres de défaillance

L'objectif est de rechercher les événements et les combinaisons d'événements conduisant à un événement unique redouté. Grâce aux arbres de défaillances il est également possible de mettre en évidence le chemin critique menant à cet ENS.

Nœud papillon

Le diagramme nœud papillon est une approche arborescente basée sur une démarche probabiliste, reliant les causes et les conséquences d'un événement redouté. Il permet de mettre en valeur les événements principaux des scénarios critiques, les mécanismes de défense en profondeur et les barrières de sécurité.

Analyse Préliminaire de Risques

L'analyse préliminaire de risques est une représentation tabulaire qui permet un examen rapide des situations dangereuses, sans nécessiter un système trop détaillé. Elle permet d'identifier les entités dangereuses d'un système, puis d'identifier les séquences d'événements qui peuvent amener à générer un accident.

Méthode Organisée Systématique d'Analyse des Risques (MOSAR)

Les méthodes décrites précédemment sont les techniques de base d'analyse de risques. De nouvelles méthodes largement répandues dans l'industrie sont apparues, il s'agit de méthodes dites intégrées. Elles intègrent en fait différentes étapes d'identification des risques, d'évaluation des barrières ou d'évaluation de la vulnérabilité de l'environnement par exemple. L'une des plus répandues est la méthode MOSAR.

Cette méthode a été mise en place dès les années 80. Puis c'est en 1985 que la MADS (Méthodologie d'Analyse des Dysfonctionnements dans les Systèmes) a été intégrée à MOSAR [51]. Dans cette méthode, il s'agit de modéliser l'installation, d'identifier les sources de danger et les scénarios d'accidents pour finalement les évaluer. De plus, la méthode tient compte d'une étape de négociation des objectifs et de définition des moyens de maitrise des risques.

3.3.3 L'outil XRisk

La démarche d'analyse systémique de risque implantée dans l'outil XRisk [52] [53] consiste à réaliser l'étude en construisant un modèle du système. Cet outil permet d'utiliser les différentes méthodes d'analyse conjointement. Il permet également d'évaluer l'effet des barrières en prenant en compte les modes non-défaillants et défaillants.

Cet outil, développé au GSCOP de Grenoble, utilise une approche qui correspond plus ou moins à ce qui est fait habituellement : on réalise souvent un modèle du système en préambule à une analyse de risques. La différence ici est que ce modèle a une sémantique précise : chaque élément du modèle et ses relations avec les autres éléments sont précisément définis. Cette sémantique est souple, peu contraignante et présente de nombreux avantages, notamment celui de pouvoir générer différentes vues du modèle d'analyse de risques (tableaux AMDEC, HAZOP, MOSAR, nœud papillon...) et de garder la cohérence entre toutes ces vues.

Dans cet esprit, la méthode FIS (Fonction-Interaction-Structure) est le fruit d'une démarche de formalisation, qui vise à être la plus complète possible tout en évitant l'écueil d'une trop grande lourdeur, la rendant inapplicable en pratique. Elle a donné lieu au développement de l'outil logiciel XRisk. L'élément de base de la représentation est le *processus* ou le *système*,

composé de fonctions, de ressources physiques, de ports d'entrées/sorties et de supports permettant des interactions entre les systèmes.

D'un point de vue pratique, l'analyse n'est plus réalisée en entrant les informations dans des tableaux textuels, mais en construisant un modèle via des tableaux d'analyse, ou via une autre interface (page de saisie de chaque élément ou graphique) : par exemple la construction du diagramme nœud papillon est répercutée automatiquement sur les autres sorties comme le tableau AMDEC. Il permet de réaliser des chemins critiques et des calculs de probabilités dans les arbres.

Dans la suite du chapitre, la section 3.4 présente un modèle de réacteur MSFR décrit avec l'outil XRisk, ainsi que quelques exemples d'analyse préliminaire. Nous commençons ci-après par la première étape : la description systémique du MSFR dans XRisk.

3.4 Modèle et analyse systémique du MSFR

La démarche que nous avons adoptée est la suivante. Nous avons commencé par la construction du modèle FIS (Fonction-Interaction-Structure) dans XRisk. Nous avons recensé les éléments présents dans le système que nous avons jugé utiles pour l'analyse de risques. Ce sont les ressources, organisées en sous-systèmes. Puis nous avons identifié les fonctions réalisées par chaque sous-système et ressource. Enfin, nous avons décrit les liens fonctions/ressources, ce qui a permis de guider et vérifier l'analyse.

Au fur et à mesure, nous pouvons étudier les risques par une ou plusieurs méthodes d'analyse, ce qui permet de vérifier la cohérence du modèle et son exhaustivité, par des méthodes déductives par exemple. La construction du modèle FIS permet en effet une étude des défaillances sous-système par sous-système, ressource par ressource. XRisk permet d'insérer au modèle les deux types de défaillance mentionnés précédemment :

- les Phénomènes Dangereux propres aux systèmes définis comme des situations/phénomènes mettant directement en danger l'intégrité d'au moins une barrière de confinement ou concernant une autre contrainte de sûreté (par exemple le risque de criticité dans un endroit non prévu à cet effet)
- les Modes de Défaillance propres à chaque ressource ou fonction.

Comme indiqué précédemment, il est nécessaire tout d'abord de définir les limites du système. Au vu de l'avancement actuel du dimensionnement et du design du réacteur, et de même que pour l'application de la méthode ISAM, nous avons choisi de partir des systèmes associés au sel combustible et de ceux qui peuvent avoir des interactions importantes avec le sel combustible du point de vue de la sûreté. En réalité, les limites du système ont été ajustées pendant l'étude, de façon à garder un système qui peut être vu dans sa globalité, sans trop de détails superflus du point de vue de la sûreté, et en même temps non simpliste.

Le système peut alors être divisé en sous-systèmes, qui sont constitués de composants. Il faut ensuite identifier les fonctions du système, de chaque sous-système et de chaque composant, en les classant en 2 catégories : un rôle lié au design/fonctionnement du réacteur et/ou un rôle lié à la sûreté. Parmi ces fonctions, nous nous intéressons particulièrement à la seconde catégorie, c'est à dire les fonctions ayant un impact sur la sûreté. De plus, nous pouvons classifier les fonctions temporellement : celles qui ont un effet à long terme (supérieur à un jour, noté LT) et celles qui ont un effet à court terme (inférieur à un jour, noté CT). Dans cette analyse, nous nous focaliserons sur les fonctions de sûreté à court terme. Celles-ci peuvent intervenir dans les accidents "rapides", qui nécessitent des dispositifs avec des contraintes particulières : être

localisés au bon endroit, être passifs, réagir ou être activés rapidement... Les composants liés aux fonctions de sûreté à long terme nécessitent aussi un niveau élevé de surveillance et de fiabilité, mais avec l'hypothèse de leur bonne mise en place, une défaillance sera identifiée à temps pour pouvoir protéger le système.

3.4.1 Sous système circuit combustible

Contrairement à la description du système pour l'étude ISAM, nous partons dans ce cas de la description et de la définition du circuit combustible, qui sera considéré comme un sous-système du système MSFR. Tout d'abord, nous pouvons définir l'ensemble des fonctions liées à la sûreté du sel combustible, comme détaillé sur la figure 3.9. Cette table réunit une proposition de définition des fonctions de sûreté liées au sel combustible quand il est localisé dans l'espace critique. Une table équivalente devra être établie dans le cas où le sel combustible est vidangé.

Sel combustible

Fonctions de sûreté	
1) Produire de la chaleur (fission, chaleur résiduelle)	CT/LT
2) Transporter la chaleur (du cœur vers l'échangeur)	CT
3) Contenir le combustible sous forme solubilisée (UF_4, PuF_3…)	LT/CT
4) Contenir certains produits de fission sous forme solubilisée	LT
5) Faire diffuser les produits de fissions non solubles vers les bulles	LT
6) Contrôler la température	CT
7) Contrôler la pression	CT
8) Maintenir un milieu liquide	CT
9) Homogénéiser le sel	CT

Figure 3.9: Les fonctions du sel combustible liées à la sûreté avec l'indication de l'échelle de temps sur laquelle ces fonctions représentent un rôle de sûreté (CT : court terme, LT : long terme)

Parmi les fonctions du sel combustible, nous retrouvons les fonctions associées au rôle de combustible et de caloporteur, et celles associées à la présence des éléments radioactifs dans le fluide (par exemple la solubilité des actinides). Toutes ces fonctions ont un impact plus ou moins important sur la sûreté, et agissent avec des échelles de temps différentes. La production de chaleur est une fonction essentielle de conception du réacteur, mais aussi une fonction de sûreté de par le couplage fort entre la neutronique et la thermohydraulique. La production de chaleur peut être due aux fissions, et dans ce cas là est dépendante de la réactivité et donc agit à des temps courts. Mais la chaleur résiduelle due aux décroissances nucléaires représente également une source de chaleur allant du court jusqu'au très long terme, comme présenté en détail au chapitre 4.

La chaleur produite principalement dans le cœur neutronique est transportée rapidement [4],

4. Le temps de circulation du sel combustible dans la boucle combustible est de 4 secondes environ.

en quelques secondes, vers l'échangeur de chaleur, où elle est transmise au fluide intermédiaire. En cas d'arrêt des pompes, la convection naturelle assure le transport de chaleur avec un temps caractéristique plus faible qu'en régime normal de convection forcée, mais toujours à court terme au vu de notre définition ($<$ 1 jour). Le contrôle de la température se fait à travers l'échangeur de chaleur, donc le temps caractéristique de cette fonction est également court. Il en va de même pour la pression qui est directement liée à la température.

Les éléments radioactifs contenus dans le sel combustible, dont les actinides et une partie des produits de fission, sont présents sous forme solubilisée pendant le fonctionnement normal. Les produits de fissions non solubles sont extraits par bullage. La fonction 5 (voir figure 3.9) agit sur la quantité des produits de fission présents dans le sel combustible et sur ceux extraits par bullage et confinés dans l'unité de retraitement des gaz. Les quantités de produits de fission solubles et non solubles mises en jeu sont relativement faibles et évoluent lentement. Les produits de fission ont donc un effet plutôt à long terme. Cependant, certains actinides, particulièrement le plutonium, peuvent atteindre leur limite de solubilité dans des conditions bien spécifiques, et ainsi précipiter dans des régions plus froides. Malgré les inconnues à ce sujet, nous pouvons considérer que la cinétique de précipitation peut être rapide. Comme de plus l'impact sur la sûreté d'un tel événement est important nous le rangeons dans les deux catégories de court et long terme.

La plupart des fonctions mentionnées précédemment nécessitent que le sel combustible soit à l'état liquide et que sa composition soit homogène. Sa distribution en température doit également rester dans les limites définies pour le fonctionnement normal.

Les composants du sous-système circuit combustible sont à priori liés aux fonctions de conception ou de sûreté du sel combustible. Nous pouvons décomposer le circuit combustible en ce qu'on appelle les ressources ou composants, comme présenté sur la figure 3.10 (colonne de gauche). Notons que la multiplicité (16) de chaque composant n'est pas présentée dans ce recensement, mais elle sera prise en compte et discutée dans l'analyse de risques du modèle construit. Nous définissons ensuite les fonctions qui doivent être accomplies par ces composants ou l'ensemble des composants, comme il est indiqué en colonne de droite de la figure 3.10. Nous pouvons alors relier chaque composant à au moins une fonction. La fonction d'un composant se déduit de la réponse à la question : pourquoi avons nous besoin de ce composant ?

Ressources

Le sel combustible peut être défini comme une ressource du système circuit combustible, sachant que ce modèle n'est pas valable en cas d'absence du sel combustible dans le circuit. Comme nous l'avons vu précédemment, le sel combustible peut en effet se trouver hors du circuit combustible, c'est à dire dans le réservoir de vidange ou le réservoir de stockage.

Pour la couverture fertile, seules les interactions avec le sel combustible sont étudiées. Le système avec les composants associés au circuit du sel fertile est présenté à la section 3.4.3 et les risques propres à ce système sont étudiés à part. Les réflecteurs axiaux sont des structures inertes ; dans ce modèle, nous avons choisi de séparer les réflecteurs supérieur et inférieur comme deux ressources distinctes, car soumis à des contraintes thermiques différentes et en contact avec des systèmes différents. Le réflecteur supérieur étant soumis à des températures plus importantes est éventuellement équipé d'un système de refroidissement, tandis que le réflecteur inférieur est en contact avec le système appelé "bouchon-vanne".

Cette ressource appelée "bouchon-vanne" est en réalité un ensemble de systèmes différents, passifs et actifs, qui sont mis en place dans la partie basse du circuit combustible afin de vidan-

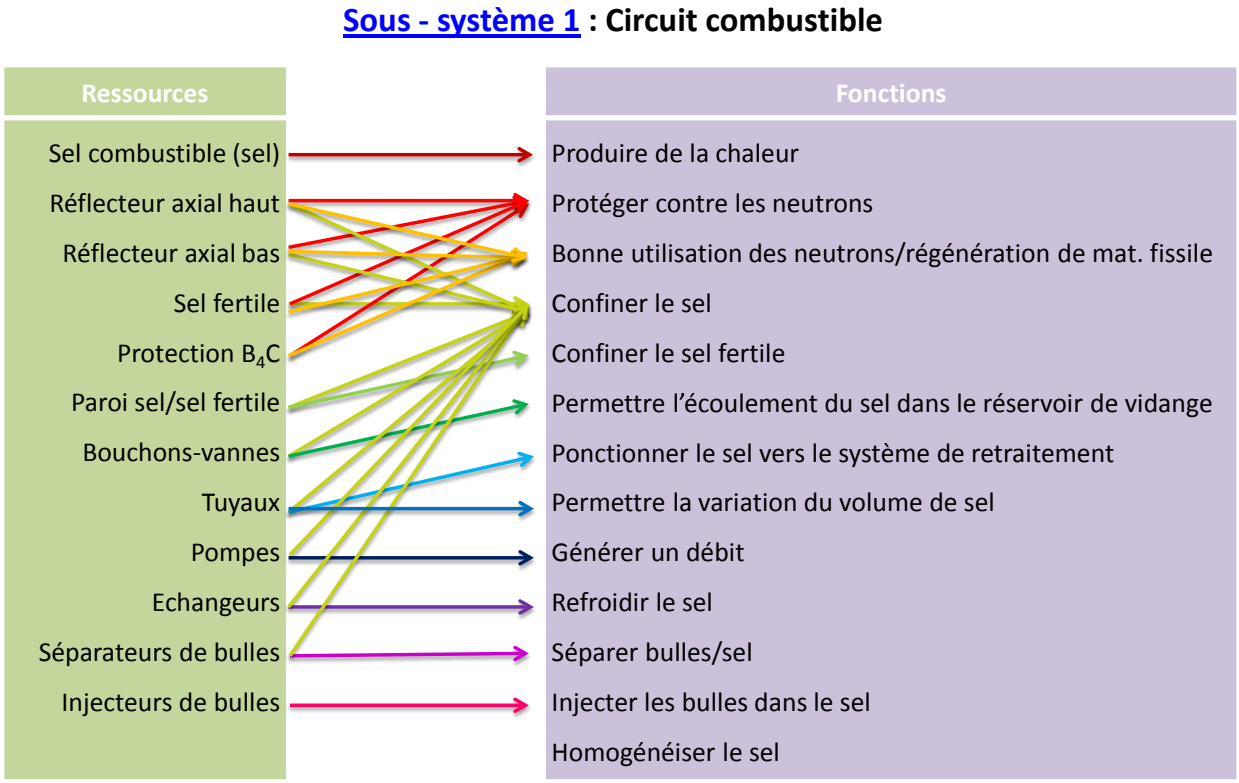

Figure 3.10: Ressources et fonctions du sous-systèmes circuit combustible, les associations des fonctions aux ressources sont indiquées par les flèches, dont la couleur sert à améliorer la lisibilité du schéma

ger par gravité le sel combustible vers le réservoir de vidange. Sous la ressource "tuyaux" est réuni l'ensemble des tuyauteries nécessaires à la circulation du sel dans la boucle, mais aussi des tuyaux annexes permettant la ponction du sel destiné à l'unité de retraitement ou encore les tuyaux menant vers un niveau libre, ayant pour fonction de contenir le sel combustible en cas de variation de volume par une expansion thermique par exemple.

Les injecteurs et les séparateurs de bulles ont pour objectif respectivement d'injecter des bulles dans le sel et d'extraire la phase gaz de l'écoulement diphasique. Les injecteurs sont placés en bas du cœur neutronique et sont localisés autour du tuyau d'entrée du sel. La plupart des composants du circuit combustible doivent assurer le confinement du sel combustible. Le diamètre des tuyaux de gaz par lesquels sont injectés les bulles étant très petit (inférieur à 1 mm), nous avons négligé la fonction de confinement pour cette ressource. En réalité, il faut une pression amont de gaz suffisante pour éviter le passage du sel et maintenir un débit de gaz, mais l'étude de sûreté de ce composant étant fortement liée à son dimensionnement, les risques associés sont à évaluer pendant sa conception. Par contre, le séparateur de bulles a une géométrie plus étendue : le confinement du sel devra être étudié spécifiquement pour ce dispositif et sa défaillance est prise en compte dans notre modèle.

Les composants qui n'ont pas de fonction de sûreté peuvent ici être négligés. Cependant, il faut toujours faire attention en négligeant des composants car l'identification de la fonction

ou de son lien avec la sûreté peut être oubliée. Prenons un exemple hypothétique : des pièces détachables de la pompe sans utilité directe pour la sûreté. Dans ce cas, il ne faut pas oublier dans l'analyse que la pompe possède des pièces détachables qui peuvent potentiellement boucher la circulation dans l'échangeur de chaleur, l'endroit le plus étroit de la circulation du sel combustible. Enfin, l'analyse de sûreté fait ressortir l'utilité de la mise en place de protections thermiques pour écranter les réflecteurs. En contre-partie, celles-ci peuvent également contribuer à l'obturation potentielle du circuit combustible.

Fonctions

Les réflecteurs axiaux et radiaux ont pour but d'une part de renvoyer les neutrons vers le cœur neutronique afin d'améliorer l'utilisation des neutrons, et d'autre part de protéger les structures extérieures aux réflecteurs. La première fonction est une fonction de conception et la deuxième une fonction de sûreté. Le réflecteur radial est composé de la couverture fertile dans le MSFR, il a donc comme objectif de conception de sur-générer de la matière fissile. Les autres fonctions mentionnées dans la table ont déjà été expliquées précédemment via leur lien avec les ressources.

Nous pouvons continuer dans cette démarche de construction de modèle en répondant aux questions : pour un composant donné, de quel(s) autre(s) composant(s) ou fonction(s) a-t-il besoin pour pouvoir accomplir sa mission ? En exemple, nous pouvons citer l'alimentation électrique qui est nécessaire pour le fonctionnement d'une pompe, ou la circulation du fluide intermédiaire pour le fonctionnement d'un échangeur de chaleur.

La bonne identification des liens entre les ressources et les fonctions permet d'une part l'identification des modes de défaillance et d'autre part la construction des scénarios accidentels lors de l'analyse. A travers l'exemple de la pompe du circuit combustible, nous pouvons montrer l'identification des modes de défaillances à partir des fonctions, comme présenté sur le schéma de la figure 3.11. La composante pompe est présentée ici comme un ensemble de ses composantes (l'arbre, les hélices, le système d'inertie, le moteur, les joints d'étanchéité...). La production d'un débit correct nécessite donc l'alimentation électrique de la pompe. En cas de défaillance (de l'alimentation électrique) le débit normal ne sera plus assuré. Cela peut se traduire par une déviation du débit par rapport au débit nominal (une augmentation ou une diminution du débit plus ou moins rapide, voire des oscillations) ou un arrêt de la pompe (arrêt de débit). Comme le système d'inertie de la pompe est compris dans cette représentation de la pompe, nous pouvons différencier deux modes de défaillances : un arrêt de la pompe avec un bon fonctionnement du système d'inertie, et un cas avec une défaillance du système d'inertie. De plus, la pompe a une autre fonction, celle de confinement du sel combustible. Ainsi nous pouvons définir comme mode de défaillance associé à cette fonction, la rupture de la pompe ou la perte de confinement.

La fonction de génération du débit est dépendante du bon fonctionnement de la pompe, mais pas seulement. Comme illustrés sur la figure 3.12, les modes de défaillances de la pompe qui concernent le débit sont répercutés sur les modes de défaillance de la fonction de génération du débit. De plus, un autre mode de défaillance peut être ajouté, celui correspondant au bouchage du circuit : le circuit peut en effet être bouché par des éléments solides entraînés dans le sel ou, comme nous le discuterons également plus loin, par la solidification du sel combustible (voir section 5.4).

Parmi les conséquences directes d'une déviation ou d'un arrêt de circulation du sel combustible, nous pouvons citer un impact sur le refroidissement du sel combustible et l'homogénéisation du sel.

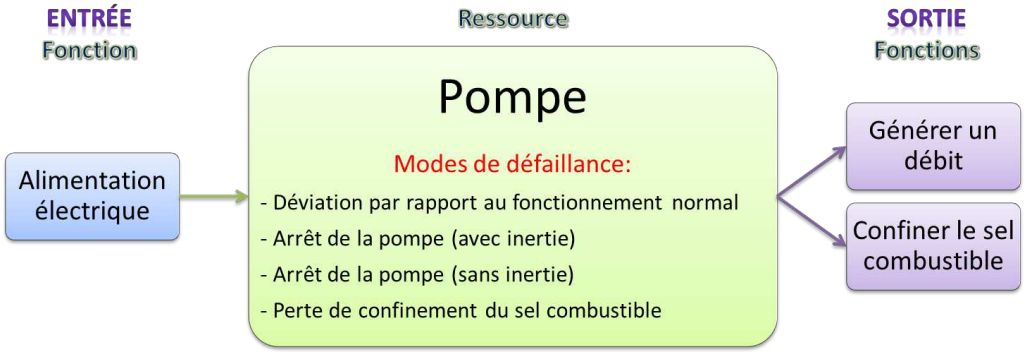

Figure 3.11: Schéma logique des fonctions de la pompe du circuit combustible, avec les modes de défaillance associés

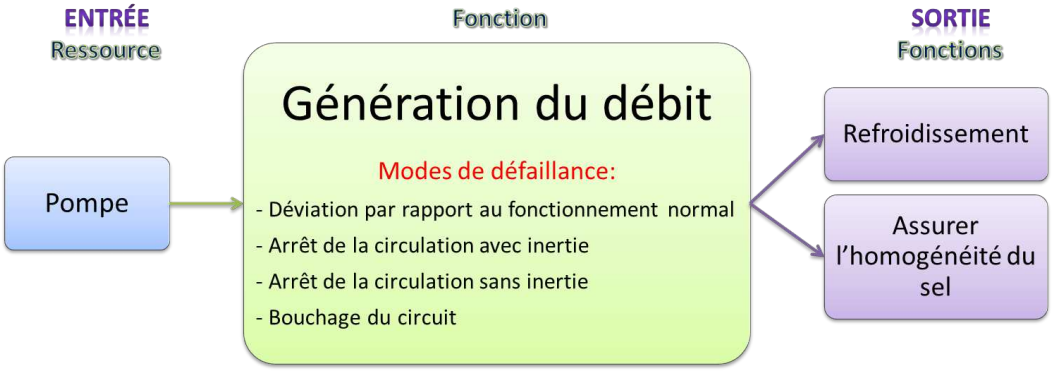

Figure 3.12: Schéma des liens logiques de la fonction de génération du débit du circuit combustible, avec les modes de défaillance associés

Le refroidissement du sel combustible dépend de sa circulation, mais également de la circulation du fluide intermédiaire. Comme déjà mentionné dans le questionnaire QSR de la méthode ISAM (figure 3.5), il est envisagé de coupler les pompes de ces deux systèmes, afin d'éviter la situation de solidification du sel combustible dans l'échangeur de chaleur. Cette situation pourrait survenir en cas de maintien de la circulation du fluide intermédiaire en condition nominale cumulé à l'arrêt de circulation du sel combustible. Le processus de solidification du sel combustible dans l'échangeur de chaleur est encore très mal connu .

L'homogénéité du sel combustible, et plus précisément l'homogénéité de la température et de la composition isotopique, est couplée aux autres fonctions du sel combustible (voir figure 3.9). La solubilité des différents éléments des noyaux lourds ou produits de fission dépend de la température. En effet, une baisse locale de température pourrait conduire éventuellement à une précipitation voire à un dépôt de certains éléments. D'autre part, si l'écoulement du sel est non homogène, le sel combustible n'est pas correctement mélangé localement. Cela peut conduire à une accumulation ou une absence locale de bulle, et donc à une composition du sel combustible non homogène.

L'accumulation ou l'absence de bulles a également une influence légère sur la neutronique du réacteur. Afin de résumer l'ensemble des risques, par exemple initiés par un arrêt de pompe, nous présentons au paragraphe suivant quelques analyses de risques traitant de ce sous-système.

3.4.2 Exemple d'analyses du circuit combustible

Arbre de défaillances

Comme décrit précédemment, un arbre de défaillances est un schéma logique permettant de définir les séquences accidentelles. Dans notre étude, les arbres de défaillances présentent l'avantage de décrire étape par étape le déroulement d'une séquence accidentelle, permettant ainsi une réflexion sur la mise en place de barrières entre les différentes étapes. La méthode des arbres de défaillance, très complète mais lourde d'utilisation étant donné le grand nombre de détails pris en compte, est plus appropriée pour l'étude de séquences élémentaires que pour le système complet.

A titre d'exemple et afin de visualiser l'ensemble des connections entre les phénomènes décrits dans 3.4.1 suite à un arrêt de pompe, nous présentons sur la figure 3.13 l'arbre de défaillances associé à ces fonctions.

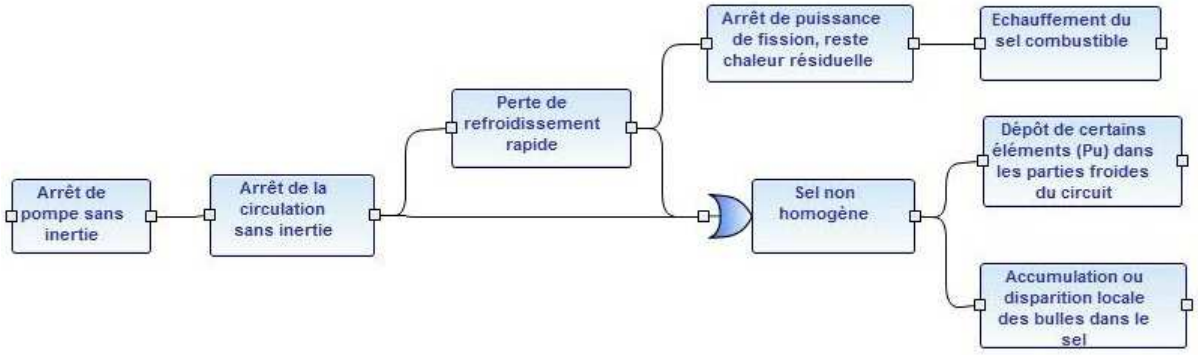

Figure 3.13: Arbre de défaillances initié par un arrêt de pompe

Cet arbre de défaillance permet d'identifier des phénomènes dangereux auxquels un arrêt de pompe sans inertie pourrait conduire. Un tel arbre est construit pour chaque mode de défaillance de la pompe. Notons qu'un tel arbre représente l'enchaînement des différents phénomènes, qui pourraient survenir en cas d'une défaillance d'une seule pompe ainsi que des défaillances communes de toutes les pompes du circuit combustible. L'ampleur des conséquences et des probabilités de ces phénomènes pourrait par contre être très différente dans ces deux cas. L'arrêt d'une pompe sans inertie est envisageable, alors que l'arrêt simultané des 16 pompes sans inertie est un événement avec une probabilité d'occurrence très faible.

Analyse préliminaire de risque

Une analyse préliminaire de risque nous permet de récapituler les phénomènes dangereux identifiés dans les arbres de défaillance. Ainsi les conséquences possibles d'un mode de défaillance de la ressource pompe sont présentées dans la figure 3.14. Sans une étude approfondie, nous pouvons estimer qualitativement les effets de chaque phénomène dangereux et les probabilités associées. Ces estimations, présentées dans les deux dernières colonnes de la table, sont utiles pour comparer différentes séquences.

Partant du même mode de défaillance, les 3 phénomènes dangereux présentés sur la figure 3.14 ont finalement des probabilités associées équivalentes (A : très probable, B : probable, C : moyennement probable, D : improbable, E : très improbable). L'évaluation a été réalisée à partir

du même initiateur auquel nous avons attribué une certaine probabilité, ceci suivi de la propagation des événements sans barrière associée.

La gravité associée aux phénomènes dangereux a été choisie qualitativement sans calcul préalable. Nous avons ainsi supposé qu'un dépôt de plutonium, ainsi que l'accumulation ou l'absence de bulles, n'impliquera pas d'accident très grave au vu des quantités présentes dans le sel en fonctionnement normal. Par contre, en cas de défaillance des systèmes de refroidissement, la puissance résiduelle va contribuer à l'échauffement du sel, et ce à long terme. Une gravité importante est associée à la défaillance des barrières de confinement du sel combustible qui peuvent alors être mises en danger par l'échauffement du sel. Nous avons donc attribué une gravité plus importante à ce phénomène dangereux par rapport aux deux précédents, sans quantifier le niveau de gravité choisi (S5 > S4 > S3 > S2 > S1).

Analyse préliminaire de risque

Système	Situation à risque	Phénomènes pouvant créer des dommages	Effets et Cibles	Probabilité	Gravité
Circuit Combustible	Fonction : Homogénéiser le sel + Mode de défaillance : Sel non homogène	Phénomène dangereux : Accumulation ou disparition locale des bulles dans le sel	Circuit Combustible	C	S3
Circuit Combustible	Fonction : Homogénéiser le sel + Mode de défaillance : Sel non homogène	Phénomène dangereux : Dépôt des éléments non solubles dans les parties froides du circuit	Circuit Combustible	C	S3
Circuit Combustible	Fonction : Produire de la chaleur + Mode de défaillance : Arrêt de puissance de fission, reste chaleur résiduelle	Phénomène dangereux : Echauffement du sel combustible	Circuit Combustible	C	S5

Figure 3.14: Analyse préliminaire de risque des événements initiés par un arrêt de pompe

3.4.3 Autres sous-systèmes

Le sous-système circuit combustible étant au centre du modèle du MSFR, nous nous sommes attachés à en effectuer une description détaillée. Néanmoins, l'étude seule de ce sous-système n'est pas concluante. L'analyse de risques nécessite de prendre en compte tous les systèmes avec lesquels le circuit combustible peut interagir, et surtout d'inclure les cibles potentielles : l'environnement et la population, le réacteur lui-même et les travailleurs. Seuls ces derniers ne sont pas pris en considération dans la présente analyse, car nous avons encore trop peu d'information sur l'utilisation d'automatismes dans ce réacteur, et donc sur le rôle exact des travailleurs.

Les divers sous-systèmes définis dans le modèle du MSFR sont décrits de façon succincte dans la table 3.1. Bien que certains de ces sous-systèmes soient encore très mal connus, nous avons établi une liste préliminaire des fonctions importantes pour la sûreté qui devraient à priori être assurées au sein de ces sous-systèmes. Certains composants à l'interface de deux sous-systèmes, comme par exemple le "bouchon-vanne" qui relie le circuit combustible au système de vidange, permettent de connecter les sous-systèmes. Les liens entre les fonctions et les ressources des différents sous-systèmes ont ainsi été définis. Le but de cette démarche est de compléter la construction

d'une représentation de la logique du fonctionnement de l'ensemble du système MSFR.

Table 3.1: Les sous-systèmes définis dans le modèle du MSFR avec les ressources et les fonctions de sûreté associées

Ressources	Fonctions
Sous-système : Enveloppe combustible	
Cuve métallique	Contenir les fluides en cas de fuites
Gaz inerte	Solidifier les petites/moyennes fuites
Collecteurs vers vidange	Confiner les éléments radioactifs
Sous-système : Systèmes de vidange	
Bouchons-Vannes (actifs et passifs)	Vidanger/remplir les différents fluides "à froid"
Collecteurs de l'enveloppe combustible	Évacuer la chaleur résiduelle
Réservoirs	Vidanger le sel combustible à chaud
Connexion au gaz du niveau libre	
Tuyauteries	Confiner les fluides vidangés
Piscine d'eau	
Sel inerte avec poison neutronique	
Sel combustible	
Liquide de traitement des gaz	
Sel fertile	
Sous-système : Unité de bullage	
Réservoir	Confiner le liquide de retraitement
Liquide de retraitement	Refroidir les gaz et le liquide de retraitement
Gaz	Confiner les gaz et le liquide de retraitement
Injecteurs de bulles	
Séparateurs sel/bulles	
Système de contre-pression	
Système de refroidissement	
Sous-système : Couverture fertile	
Sel fertile	Confiner le sel fertile
Parois combustible/fertile	Refroidir le sel fertile
Échangeurs de chaleur	Protection neutronique
Sous-système : Circuit intermédiaire	
Sel intermédiaire	Refroidir le sel combustible
Générateurs de vapeur	Transporter la chaleur et la transférer au circuit de conversion
Pompes	Refroidir les structures du circuit combustible
Tuyauteries	Confiner le fluide intermédiaire
Réservoir de vidange	Refroidir le sel fertile
Sous-système : Circuit de conversion	
Fluide de conversion	Refroidir le fluide intermédiaire
Pompes	Transporter la chaleur/énergie
Turbines	Convertir la chaleur en puissance mécanique
Tuyauteries	Confiner le fluide de conversion
Sous-système : Bâtiment/enceinte de confinement	
A étudier	Confiner les éléments radioactifs liquides ou gazeux
	Protéger les structures internes de toute
	agression extérieure
Sous-système : Extérieur	
Environnement	Fournir l'ensemble des composants en électricité
Système d'alimentation électrique	Autres fonctions à définir
Opérateur	

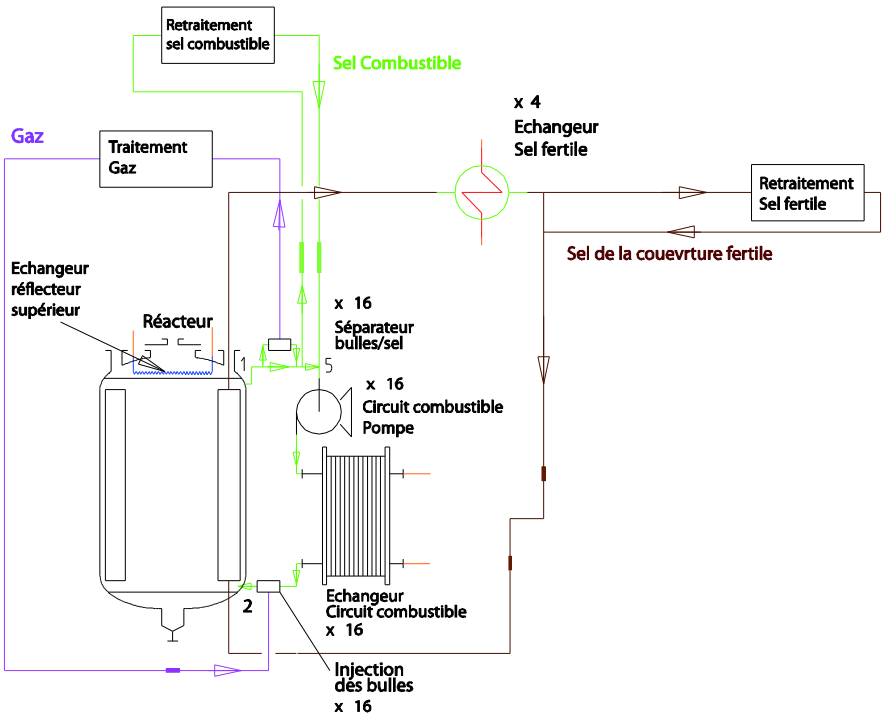

Figure 3.15: Schéma des circuits de sel combustible, de sel fertile et de bullage du MSFR

En complément de la table 3.1, la figure 3.15 illustre l'organisation des fluides en lien direct avec le circuit combustible. Une schématisation plus complète des circuits combustible, intermédiaire et de conversion est présentée en annexe A.

3.4.4 Résultats préliminaires de l'analyse systémique de risque du MSFR

Une fois le modèle du MSFR réalisé, nous pouvons étudier les arbres de défaillances ainsi construits. Au vu de la quantité des fonctions, des ressources et des modes de défaillances impliqués, les arbres de défaillances prennent des dimensions conséquentes. Nous allons donc présenter quelques extraits de ces arbres menant à des événements redoutés particulièrement intéressants.

Ainsi, dans l'analyse, nous avons pu identifier des phénomènes dangereux associés à la vidange du sel combustible. Comme mentionné précédemment, la vidange joue le rôle du système de protection en situation accidentelle. En effet, en cas de défaillance importante des systèmes associés à l'espace critique (circuits combustible, intermédiaire et de conversion), le réacteur est alors arrêté et le sel combustible transféré vers le réservoir de vidange, où un système de refroidissement indépendant assure l'évacuation de la chaleur résiduelle. Deux catégories de procédures de vidange ont été définies.

- L'une, nommée "vidange à froid", correspond à un arrêt de réacteur en fonctionnement normal, avec un passage à puissance nulle et un séjour d'une durée prédéterminée du sel combustible dans le circuit combustible pour permettre une réduction significative de la puissance résiduelle.

- L'autre procédure, qualifiée de "vidange à chaud", est envisagée dans des situations du-

rant lesquelles le maintien du confinement ou du refroidissement de la chaleur résiduelle du sel combustible dans le circuit de l'espace critique n'est plus assuré. Ici, une baisse de puissance du réacteur est suivie immédiatement d'un transfert relativement rapide du sel combustible vers le réservoir de vidange. Selon le transitoire précédant la vidange, le sel peut éventuellement être à une température élevée. De ce fait, cette procédure est alors considérée comme un phénomène dangereux car, même si les matériaux de structure seront choisis pour résister ponctuellement à de telles températures, la répétition de ces contraintes thermomécaniques risque de les endommager à la longue. Bien que ce réservoir soit dimensionné pour gérer une vidange à chaud, ce type de vidange est donc à éviter autant que possible.

Sur la figure 3.16, nous présentons un arbre de défaillance légèrement simplifié menant à un événement redouté de vidange à chaud sans perte de sel combustible dans l'enveloppe combustible. Cet arbre inclut des considérations de défaillances ponctuelles ainsi que de défaillances de modes communs. Il se base sur des résultats obtenus en amont, par exemple via des calculs de transitoires d'insertion de réactivité positive ou négative détaillés dans le chapitre 5. La chaleur résiduelle représente également un des paramètres clefs intervenant dans cet arbre de défaillance. Son étude fait l'objet du chapitre 4.

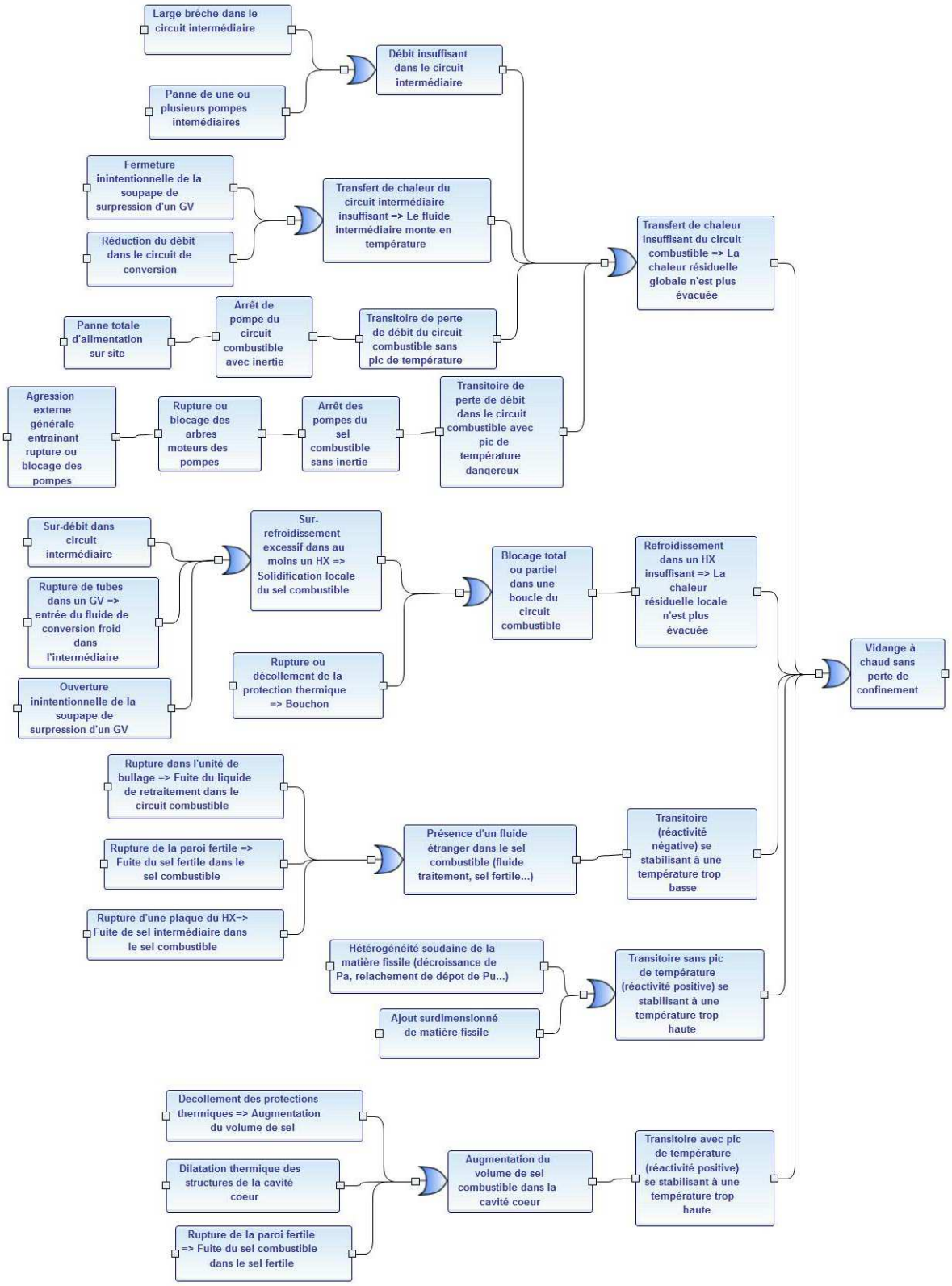

Figure 3.16: Arbre de défaillance associé à l'événement redouté de vidange du sel combustible à chaud sans perte de confinement

La perte de l'une des barrières est également considérée comme un phénomène dangereux. Dans l'analyse présentée sur la figure 3.16, le sel combustible ne sort pas de la première barrière. Par contre, l'arbre de défaillances associé à l'événement redouté de perte de confinement de la première barrière du sel combustible est présenté sur la figure 3.17. Si la première barrière est perdue, alors le sel combustible est vidangé rapidement afin de minimiser les fuites.

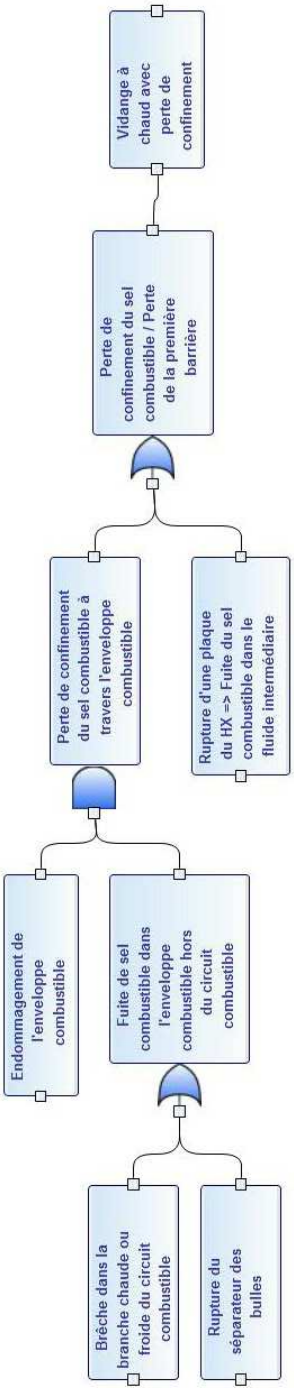

Figure 3.17: L'arbre de défaillance associé à l'événement redouté de vidange du sel combustible à chaud avec perte de confinement

Cet arbre (figure 3.17) montre bien que l'enveloppe combustible joue le rôle de barrière. C'est seulement quand elle est défaillante, simultanément avec d'autres événements initiateurs, que le sel combustible sort effectivement de la première barrière. L'échangeur de chaleur semble alors être un point faible de la première barrière. En effet, aucun système de sûreté autour de l'échangeur n'a été considéré dans cette étude. En réalité, certaines mesures de base ont déjà été envisagées pour améliorer le confinement, telle une mise en légère surpression du circuit intermédiaire par rapport au circuit combustible. Néanmoins, nous postulons dans cette étude qu'une fuite vers le circuit intermédiaire pourrait se produire. Dans ce cas, il faut alors envisager des systèmes passifs, comme des clapets par exemple, qui se fermeront et limiteront ainsi les fuites vers le fluide intermédiaire.

Notons que le déroulement exact de la vidange et les accidents associés, concernant l'espace sous-critique, ne sont pas présentés ici, mais sont bien sûr considérés dans l'analyse globale du système. Un point important qui mérite d'être mentionné concerne le déclenchement de la vidange. Comme déjà mentionné ci-dessus, le bon déroulement de la vidange du sel semble être une ligne de défense majeure dans la plupart des scénarios accidentels établis. Nous avons alors porté une attention particulière aux systèmes actifs et passifs permettant la vidange. Les systèmes passifs étudiés sont basés sur des phénomènes physiques différents. Ils doivent être déclenchés par une coupure d'électricité ou par une augmentation de température. En cas de panne de refroidissement du sel combustible par exemple, sa température augmente et cet effet peut alors être utilisé pour actionner un bouchon froid ; un tel bouchon consiste soit en un bloc de sel qui fond à une température plus élevée que celle du fonctionnement normal, soit en une zone refroidie activement dont le refroidissement ne sera plus assuré en cas de coupure d'électricité. La défaillance des systèmes passifs et actifs a été également envisagée. Dans ce cas, en absence de refroidissement, la température du sel combustible augmentera jusqu'à atteindre la température de fusion des matériaux de structure. Le sel combustible se déversera alors dans l'enveloppe combustible qui est directement connectée en partie basse avec les réservoirs de vidange via des collecteurs.

En conclusion de ce chapitre, une transposition des critères de sûreté au MSFR a été proposée notamment à travers une définition des barrières. Un travail de réflexion autour du questionnaire QSR de la méthodologie ISAM a permis de commencer l'identification des points forts ou faibles du concept, ainsi que les études qui restent à faire. Finalement, la méthode de construction du modèle du MSFR pour l'analyse systémique de risque a été présentée, et des extraits choisis de l'analyse expliqués, faisant ressortir leur importance. Même si les outils dont nous disposons actuellement ne permettent pas d'atteindre le même niveau d'analyse pour tous les accidents envisagés, cette première évaluation qualitative et quantitative a mené à une meilleure compréhension de la sûreté du MSFR. Dans la suite de ce document nous allons détailler les études physiques motivées notamment par cette analyse. Dans le chapitre 5, suite logique de cette analyse, une classification préliminaire d'accidents significatifs pour le MSFR est proposée dont ceux d'anomalies de réactivité ou de perte de refroidissement mis en lumière dans le présent chapitre. Pour chaque accident, une recherche des causes et des conséquences est effectuée, à travers une étude physique de son déroulement.

4

Évaluation de la puissance résiduelle pour le MSFR

Sommaire

4.1 Sources de puissance résiduelle **134**

4.2 L'outil de calcul **135**

4.2.1 Présentation de l'outil ECI 135

4.2.2 Bases de données 136

4.2.3 Validation vis à vis des produits de fission 137

4.2.4 Validation vis à vis des actinides 137

4.3 Puissance résiduelle due aux produits de fission **138**

4.3.1 Influence du combustible utilisé sur la puissance résiduelle du réacteur 138

4.3.2 Incertitudes et sensibilité aux bases de données des rendements 140

4.3.3 Étude de la différence de puissance résiduelle des produits de fission de l'^{233}U et l'^{235}U 141

4.3.4 Puissance résiduelle des produits de fission du plutonium 144

4.3.5 Remarques et discussions 146

4.4 Puissance résiduelle dans le MSFR **147**

4.4.1 Localisation de la chaleur résiduelle 147

4.4.2 Sensibilité de la puissance résiduelle aux paramètres du retraitement 151

4.4.3 Sensibilité au temps de fonctionnement 153

4.4.4 Puissance résiduelle pour le démarrage avec des transuraniens 154

4.4.5 Puissance résiduelle de la couverture fertile 155

4.4.6 Contribution des produits de fission du sel combustible 156

4.4.7 Discussion sur les incertitudes de la puissance résiduelle des produits de fission du sel combustible 157

Depuis l'accident récent survenu dans la centrale de Fukushima-Daiichi, le caractère critique de certains aspects de la sûreté ont été mis en lumière dans le cadre du nucléaire civil. Cet accident majeur, classé au niveau 7 sur l'échelle de l'INES [54], [55], a notamment mis en évidence l'importance de pouvoir assurer à tout instant le refroidissement du combustible, qui continue à émettre de la chaleur même après l'arrêt du réacteur. Cette émission de chaleur dans le cœur du réacteur alors que la réaction en chaîne n'a plus lieu, est appelée "puissance résiduelle".

Cette puissance résiduelle dépend peu du design précis du réacteur, il est donc possible, avec les connaissances actuelles du MSFR et nos outils de simulation, d'en réaliser l'étude. Le dimensionnement global des systèmes de sûreté va directement dépendre de l'évaluation de cette puissance résiduelle. L'analyse des conséquences nous permettra d'ajuster en mieux la conception des systèmes de sûreté.

4.1 Sources de puissance résiduelle

La puissance résiduelle est d'origine nucléaire. Elle est due à la présence d'éléments radioactifs produits dans le cœur. Elle provient de trois contributions essentielles :

⇒ **les désintégrations des produits de fission** : les produits de fission sont des fragments de fission provenant directement de la fission et des produits qui en dérivent. Ils sont riches en neutrons et donc instables, ils se désintègrent principalement par radioactivité β^- et émettent des rayonnements γ de désexcitation. Certains produits de fission de période très courte peuvent également émettre des neutrons retardés.

⇒ **les désintégrations des actinides** : les noyaux lourds crées suite à une capture neutronique sont également instables et se désintègrent majoritairement par désintégration α, β^- ou fission spontanée, et en émettant des rayonnements γ de désexcitation associés.

⇒ **les fissions dues aux neutrons retardés** : parmi les particules émises lors de la désintégration des produits de fission se trouvent également des neutrons qui peuvent induire d'autres fissions.

Pour être plus exhaustifs, nous devrions également ajouter la contribution des matériaux activés soumis au flux de neutrons. Cette contribution est non négligeable pour les réacteurs qui ont des matériaux dans le cœur, par exemple dans un REP (Réacteur à Eau Pressurisé). Mais cette contribution est très faible dans le cas du MSFR étant donnée l'absence de tout matériau dans le cœur du réacteur.

Avant d'étudier les différentes sources de puissance résiduelle dans le MSFR, nous pouvons en illustrer la portée en prenant l'exemple des réacteurs REP dont les contributions essentielles ont été calculées d'après [56] et sont représentées sur la figure 4.1. Nous observons que ces contributions ont des temps caractéristiques différents. Les neutrons retardés, qui induisent des fissions en produisant ainsi de l'énergie, jouent un rôle important pendant les 10 premières secondes après l'arrêt de la réaction en chaîne. Il faut préciser que cette source dépend fortement de la dynamique de l'arrêt du réacteur, en d'autres mots de la quantité d'antiréactivité insérée et de son temps d'insertion. Les données représentées sur la figure 4.1 correspondent à une insertion instantanée d'antiréactivité de 4000 pcm. Les actinides, qui ont des durées de vie longues en général, ont une activité relativement faible et leur contribution ne devient importante qu'après une trentaine d'années ($\sim 10^9$s).

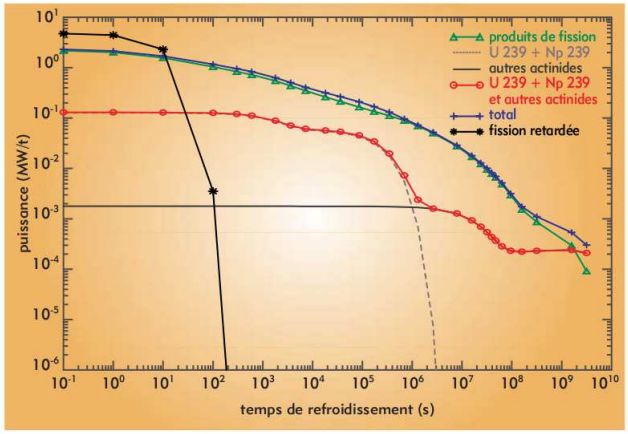

Figure 4.1: Puissance résiduelle du combustible UOX (enrichi à 3,25% en ^{235}U) pour un taux de combustion de 33 GW·jour/tonnes en fonction du temps de refroidissement [56]

Pour la sûreté du fonctionnement du réacteur, nous nous intéressons finalement à des temps d'évolution de la puissance résiduelle allant de quelques secondes à quelques années. Dans cet intervalle de temps, la contribution essentielle est due aux désintégrations des produits de fission. Nous allons donc nous concentrer dans un premier temps sur l'analyse de ce phénomène pour finalement étudier la puissance résiduelle globale du réacteur. Auparavant, l'outil numérique développé lors de cette thèse pour le calcul de la puissance résiduelle du MSFR est présenté.

4.2 L'outil de calcul

4.2.1 Présentation de l'outil ECI

Comme présenté dans le chapitre 2 (section 2.2), nos simulations numériques d'évolution du réacteur donnent la composition isotopique du sel combustible tout au long du fonctionnement du réacteur. L'outil mis au point dans le cadre de cette thèse, appelé ECI (Évolution de la Composition Isotopique), a été développé dans le même environnement DALI (section 2.2.3) que le code de simulation du réacteur ERE. Le module d'évolution REM ainsi que le nouveau module ECI utilisent en commun les modules nécessaires pour la construction des arbres de décroissances. Parmi ceux-là, le module DPH (Données PHysiques), en charge de la lecture de la base de données radioactives, a été étendu afin d'extraire les énergies associées aux décroissances. Le module ECI a pour but de construire les arbres de décroissances et de résoudre les équations couplées de désintégrations, pour finalement donner l'évolution de la quantité de chaque isotope en fonction du temps. Les arbres de décroissances sont construits pour chaque isotope radioactif d'une composition donnée en entrée d'ECI jusqu'à arriver sur un noyau stable. Ainsi, la somme des puissances émises par les chaînes de désintégration de tous ces noyaux est évaluée en fonction du temps et est donnée dans le fichier de sortie.

Pour évaluer la puissance résiduelle du réacteur, nous donnons au module ECI la composition d'équilibre du sel combustible évaluée par ERE. Pour les évaluations de chaleur, il est important de tenir compte des isotopes de durée de vie courte. Pour cette raison nous avons utilisé dans nos simulations un élagage de 1 seconde c'est-à-dire que, pour les isotopes d'une durée de vie plus courte, les décroissances sont prises en compte mais les isotopes eux-mêmes ne

sont pas suivis. Ainsi, nos évaluations sont correctes pour des temps supérieurs à une seconde. L'énergie émise lors des désintégrations est supposée être entièrement déposée dans le sel combustible, en omettant l'énergie emportée par les neutrinos. Parmi les particules qui déposent leur énergie dans le sel, sont comptés : les rayonnements de type γ et X, les électrons provenant des désintégrations β^- et des processus de conversion interne, ainsi que toutes les autres particules plus lourdes telles que α, n, p etc.

Pour le calcul de l'énergie de désintégration, nous avons été confrontés au fait que certains produits de fission prédits par le rendement de fission sont absents dans la base de données utilisée (voir détails en section suivante). La constante de désintégration, le mode de désintégration ainsi que l'énergie émise lors de la désintégration sont inconnus pour ces isotopes. Pour ne pas négliger tout l'arbre de décroissance de tels noyaux, nous avons supposé qu'ils subissent une transition isomérique si c'est un état métastable ou une désintégration β^- sinon. Ainsi le reste de l'arbre de décroissance est pris en compte et seule la première désintégration est négligée. L'énergie émise lors de cette désintégration est inconnue, et donc manquante, mais ces noyaux malconnus sont supposés avoir une durée de demi-vie très courte ($T_{1/2} < 1$ s). Leur omission a donc un effet négligeable sur la puissance résiduelle pour des temps supérieurs à une seconde.

4.2.2 Bases de données

Le module DPH utilise la base JEFF-3.0 pour extraire les données radioactives notamment pour les valeurs de durées de vie, les désintégrations possibles avec les rapports de branchement associés et les énergies émises par ces désintégrations. Pour l'évaluation de la puissance résiduelle, seuls les noyaux ayant une durée de vie supérieure à quelques secondes sont intéressants. Parmi ces noyaux, les évaluations des différentes bases de données sont quasi-identiques. La base de données radioactives n'a donc pas d'influence sur la puissance résiduelle, comme montré dans l'étude présentée en section 4.2.4.

Les données les moins bien connues sont les rendements de fission. La fission étant un processus probabiliste, le rendement de fission est la probabilité associée à la création d'un fragment donné lors d'une fission. La somme des rendements d'un noyau fissile est très légèrement supérieure à 2, car la fission est généralement binaire (plus rarement ternaire, ce qui produit trois fragments de fission).

La fission induite par un neutron est un des processus les plus complexes en physique nucléaire. Malgré des efforts importants sur la description de ce processus, aucune théorie à l'heure actuelle ne peut décrire correctement ni prédire de manière fiable l'ensemble des observables associées à la fission. L'identification directe des fragments de fission est très difficile car les fragments de fission décroissent souvent avant qu'ils ne puissent être identifiés. Les valeurs présentes dans les bases des données sont donc issues d'expériences et d'évaluations se basant sur des modèles.

Dans le document d'évaluation des données nucléaires pour les noyaux du cycle du combustible au thorium/^{233}U de l'IAEA [57], il est conseillé d'utiliser les données de JEFF-3.1 pour les rendements de fission de ^{232}Th, ^{233}U et ^{235}U. Nous allons donc nous baser sur les données de distribution des fragments de fission de la base JEFF-3.1.1 extraites grâce au logiciel Janis [58]. Une comparaison des distributions des fragments de fission extraites des bases JEFF-3.1.1 et ENDF/B-VI est présentée en section 4.3.2.

4.2.3 Validation vis à vis des produits de fission

Pour valider le module ECI, nous avons évalué la chaleur résiduelle d'une fission et l'avons comparée à une donnée de référence [59] [60]. Ce que nous appelons ici la chaleur résiduelle d'une fission est simplement la chaleur produite par les rendements de fission, en d'autres termes, la chaleur résiduelle normalisée à une fission. Nous avons choisi deux noyaux pour la comparaison, l'^{233}U du fait de son importance dans le cycle thorium, et l'^{235}U en raison des évaluations et études multiples qui ont été faites sur ce noyau. Nous avons validé ECI en comparant ses résultats à ceux de l'outil reconnu DECROI [61], utilisant la même base de données de rendements de fission JEFF-3.1.1 pour le spectre neutronique thermique.

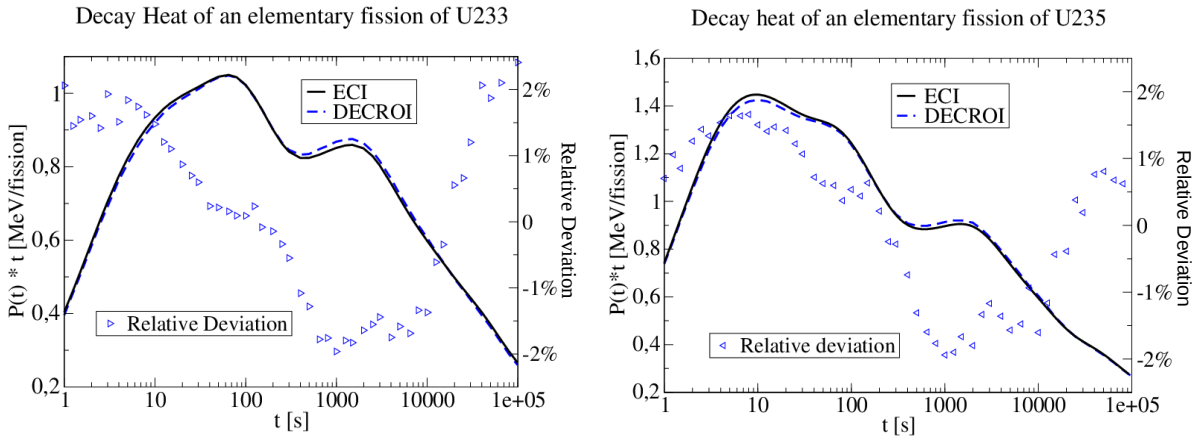

Figure 4.2: Comparaison des calculs d'ECI avec ceux de DECROI de la chaleur de décroissances due à une fission élémentaire de l'^{233}U à gauche et l'^{235}U à droite

La figure 4.2 montre la chaleur émise lors de la désintégration des produits de fission suite à une fission au temps initial. Il est important de remarquer que la représentation choisie est plus précisément la puissance multipliée par le temps : $P(t) * t$. Cette représentation est communément utilisée pour présenter sur une figure la puissance résiduelle par fission car celle-ci décroît très rapidement avec le temps.

Nous comparons nos évaluations d'ECI pour les deux noyaux ^{233}U et ^{235}U par rapport à celles de DECROI. Les courbes de chaque noyau s'accordent avec celles de référence avec une précision meilleure que 2,5%. De plus, les intégrales des courbes, qui représentent l'énergie totale émise par les produits de fission, sont en accord avec un écart inférieur à 1%. Au vu des incertitudes sur les rendements de fission (pouvant aller jusqu'à 30% pour certains isotopes), qui seront également discutées en section 4.3.2, nous pouvons considérer notre outil comme fiable.

4.2.4 Validation vis à vis des actinides

De façon similaire, nous avons cherché à valider ECI par rapport à un autre outil reconnu, SERPENT [33]. Le but ici est de comparer la puissance évaluée par les deux codes pour une composition isotopique identique contenant des produits de fission et des actinides. En effet, les actinides produisent de la chaleur par décroissance mais aussi par fission spontanée.

Pour cette comparaison, nous avons utilisé une composition identique du sel combustible du MSFR pour une configuration donnée, dont la puissance émise a été évaluée avec SERPENT

utilisant la base de données JEFF-3.1 et ECI avec JEFF-3.0, le résultat est représenté sur la figure 4.3. Nous pouvons remarquer un parfait accord entre les évaluations fournies par les deux codes avec des écarts inférieurs à 0,4 %. Nous pouvons ainsi considérer l'outil ECI comme validé également en ce qui concerne la chaleur produite par les actinides.

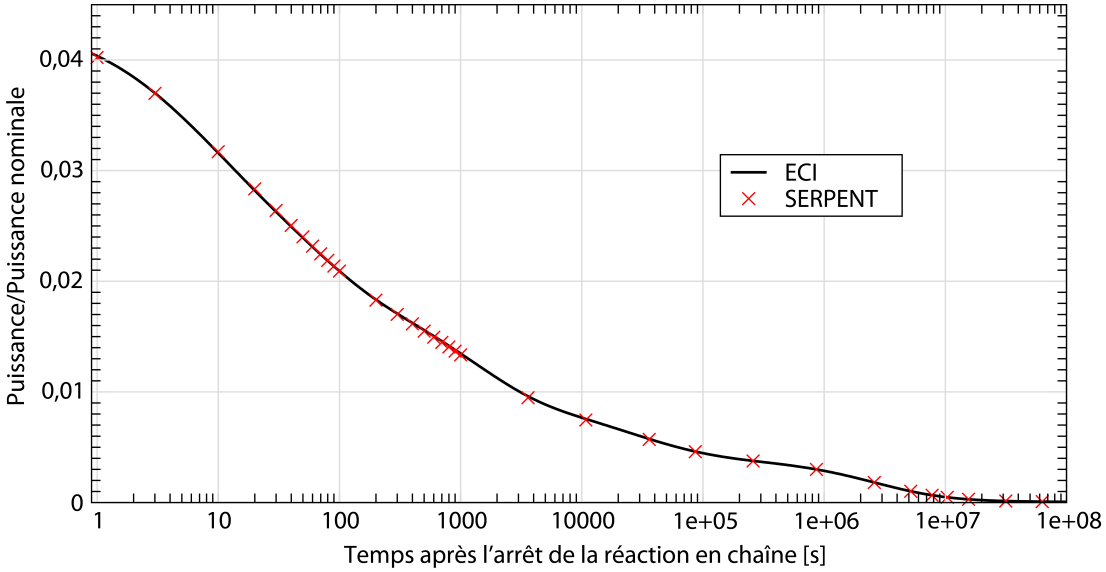

Figure 4.3: Comparaison des calculs d'ECI avec ceux de SERPENT de la chaleur émise par une composition isotopique donnée du sel combustible

4.3 Puissance résiduelle due aux produits de fission

La contribution des produits de fission à la puissance résiduelle dépend directement des rendements de fission du combustible utilisé. Nous commençons par étudier qualitativement les distributions des fragments de fission pour les noyaux fissiles de l'^{235}U et de l'^{233}U produit dans le cycle du combustible thorium-uranium.

4.3.1 Influence du combustible utilisé sur la puissance résiduelle du réacteur

L'^{235}U est le noyau fissile le plus largement utilisé actuellement, comme par exemple dans un REP, en spectre neutronique thermique. Dans le cas du MSFR, le réacteur fonctionne en spectre neutronique rapide et utilise un combustible basé sur le cycle thorium-uranium, fissionnant essentiellement de l'^{233}U, ce que nous verrons également plus loin (table 4.3). Il est donc intéressant de comparer les rendements de fission de ces deux noyaux fissiles ainsi que d'étudier l'influence du spectre neutronique.

Les figures 4.4 présentent la distribution des fragments de fission de l'^{235}U en spectre neutronique thermique et de l'^{233}U en spectres neutroniques thermique et rapide. Sur ces figures, nous observons le rendement typique de fission asymétrique, c'est-à-dire une distribution à deux pics pour les noyaux légers et lourds. Sur la figure de gauche, nous pouvons constater que la distribution des fragments de fission de l'^{233}U présente des écarts de l'ordre de 30% par rapport

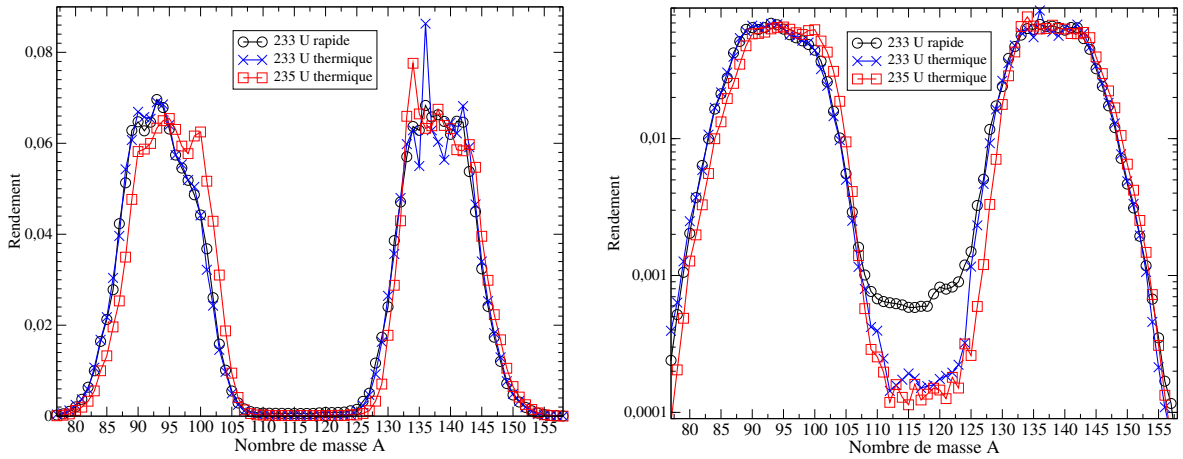

Figure 4.4: Distribution des fragments de fission en fonction de leur nombre de masse A pour l'^{235}U en spectre thermique ($< E_{neutron} > = 0{,}0235$ eV, en rouge) et l'^{233}U en spectres rapide ($< E_{neutron} > =$ 500 keV, en noir) et thermique (en bleu) ; à gauche en représentation linéaire - à droite en représentation logarithmique ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1

à celle de l'^{235}U. Cependant le spectre neutronique a une faible influence sur la distribution des fragments de fission de l'^{233}U. L'écart le plus important dans les pics est de l'ordre de 20 % dans le pic lourd.

Il est également intéressant de présenter cette distribution sur une échelle logarithmique (figure 4.4 à droite) afin d'étudier les fragments de fission moins probables, car ces éléments peuvent émettre plus d'énergie en se désintégrant, et ainsi jouer un rôle non négligeable dans la puissance résiduelle. L'influence du spectre neutronique sur la distribution est à observer sur la figure 4.4 à droite : pour une énergie de neutrons plus élevée, la fission symétrique devient plus probable. En effet nous observons un facteur 5 entre les deux spectres pour la fission de l'^{233}U au niveau de la fission symétrique. L'influence des fragments de fission de la fission symétrique sur la puissance résiduelle est donc à étudier.

En conclusion, nous allons maintenant étudier l'influence des différences observées dans les rendements sur la puissance résiduelle :

- ◇ dans les fragments légers et lourds, dues au type de noyaux fissiles ^{233}U ou ^{235}U
- ◇ dans la région de fission symétrique, dues aux spectres thermique ou rapide.

L'importance de ces différences peut être évaluée en regardant directement la puissance émise par ces rendements Y_i de fission calculés avec ECI. L'évolution des puissances émises par les produits de fission de l'^{233}U et de l'^{235}U en spectre neutronique thermique et rapide est présentée sur la figure 4.5. Nous observons que le spectre neutronique n'a qu'une légère influence sur la puissance émise, puisque les écarts entre les courbes pour l'^{233}U et l'^{235}U sont inférieurs à 15%. Les valeurs des puissances émises sont précisées dans la table 4.1. En comparant la puissance émise lors d'une fission de l'^{235}U par rapport à l'^{233}U pour des temps courts, nous constatons une grande différence, de l'ordre de 50%. A long terme par contre (voir figure 4.5), nous observons peu de différences pour les quatre distributions, à part un petit écart, inférieur à 10%, vers les 30 ans ($\sim 10^9$ s) après la fission.

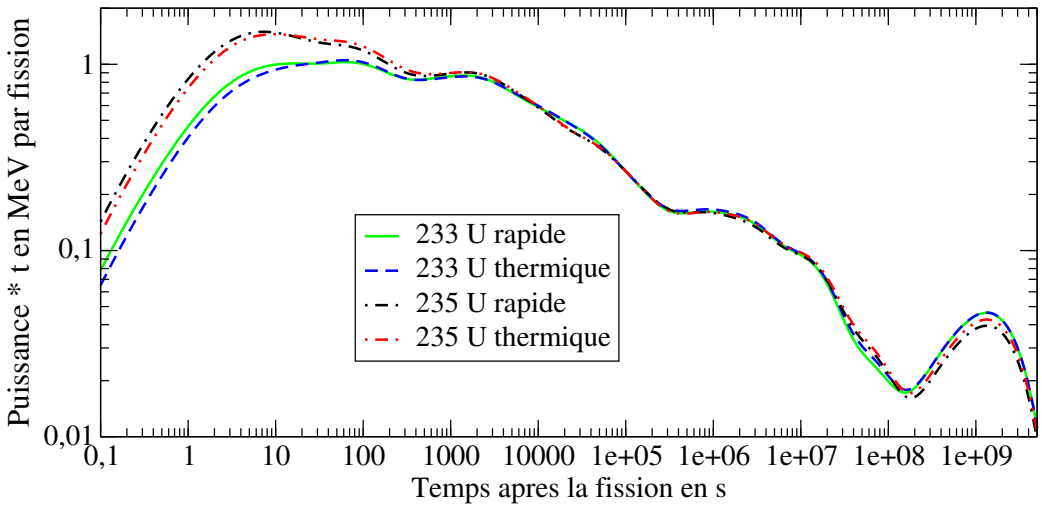

Figure 4.5: Puissance résiduelle des produits de fission suite à une fission pour les deux noyaux ^{233}U (courbes verte et bleue) et ^{235}U (courbes noire et rouge) en spectre rapide et thermique ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1

4.3.2 Incertitudes et sensibilité aux bases de données des rendements

Table 4.1: Puissance résiduelle par fission pour deux bases de données JEFF-3.1.1 et ENDF/B-VI, à l'instant t=1 s après la fission et énergie totale émise par les produits de fission (intégrale de la puissance)

Noyau	**JEFF-3.1.1**		**ENDF/B-VI**	
	P à t=1 s [MeV/s]	E_{totale} en MeV	P à t=1 s [MeV/s]	E_{totale} en MeV
^{233}U rapide	0,46	10,49	0,43	10,39
^{233}U thermique	0,40	10,25	0,41	10,29
^{235}U rapide	0,83	13,04	0,80	12,87
^{235}U thermique	0,74	12,92	0,75	12,92

Dans la table 4.1 sont résumées les valeurs de puissances émises 1 seconde après la fission. Cette table présente également l'énergie totale émise par les produits de fission. Il est intéressant d'observer que la différence notable de puissance entre l'^{233}U et l'^{235}U pour des temps courts reste pertinente au niveau de l'énergie totale émise par les produits de fission. Nous pouvons constater un écart de 20% sur l'énergie totale pour ces deux noyaux, indépendamment de la base de données utilisée, avec ici une comparaison des bases JEFF-3.1.1 et ENDF/B-VI. Entre les deux bases de données, nous observons un écart de l'ordre d'1% sur les énergies, et un écart allant jusqu'à 6% sur les puissances émises.

Les incertitudes associées aux rendements de fission, fournies dans la base de données, sont présentées sur la figure 4.6 (à gauche). En pratique, une incertitude de 1σ est fournie dans les bases de données pour chaque isotope. L'erreur réelle des rendements d'un nombre de masse A devrait prendre en compte les corrélations entre les rendements de chaque isotope :

$$\sigma^2_{Y(A)} = \sum_Z \sigma^2_{Y(A,Z)} + \sum_i \sum_{j \neq i} COV(Y(A,Z_i), Y(A,Z_j)$$

Malheureusement ces corrélations ne sont pas présentes dans les bases de données. Nous avons évalué alors l'erreur venant seulement du premier terme. La figure 4.6 (à gauche), en fonction du nombre de masse A, semble montrer que les incertitudes sur les rendements de fission sont aussi importantes que les écarts entre les rendements des noyaux de l'^{233}U et l'^{235}U.

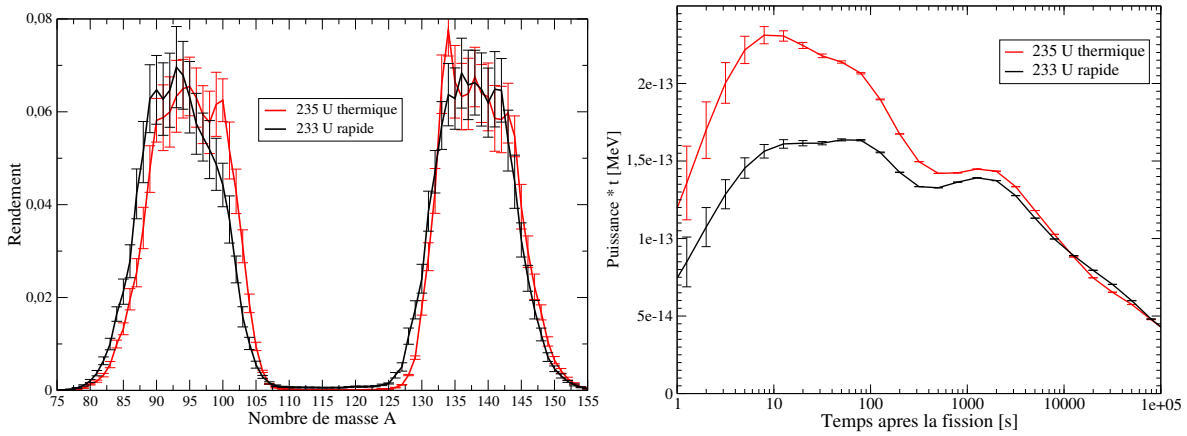

FIGURE 4.6: A gauche : incertitudes sur les rendements de fragments de fission ($\pm\sigma$) ; A droite : répercussion de ces incertitudes sur la puissance résiduelle d'une fission ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1

Pour vérifier cela, l'effet de ces incertitudes de rendements sur la puissance résiduelle est représenté sur la figure 4.6 à droite. La puissance a été évaluée en considérant un vecteur isotopique constitué des incertitudes sur les rendements ΔY_i. La puissance produite par ce vecteur isotopique $\Delta P(t)$ est reportée par le biais des barres d'incertitude sur les courbes de la figure 4.6 (à droite). Les barres d'incertitudes ne se superposent pas pour la puissance émise par les produits de fission de l'^{233}U et de l'^{235}U. L'existence de données de corrélation entre les rendements de fission pourrait à priori réduire l'incertitude sur la puissance résiduelle.

Finalement, nous pouvons conclure que la différence entre les puissances émises suite à une fission de l'^{233}U et de l'^{235}U est significative, même en prenant en compte les incertitudes sur les données de fragments de fission, et indépendamment de la base de données utilisée. Cette différence fait l'objet de l'étude ci-dessous. Par ailleurs nous pouvons conclure que le spectre neutronique ne joue qu'un rôle marginal sur la puissance résiduelle des produits de fission.

4.3.3 Étude de la différence de puissance résiduelle des produits de fission de l'^{233}U et l'^{235}U

Les noyaux ^{233}U et ^{235}U ont le même nombre de protons et ils possèdent également tous les deux un nombre impair de neutrons. A première vue, ces deux noyaux semblent similaires et ne devraient pas avoir une structure nucléaire très différente. Pour comprendre la différence de puissance émise par les produits de fission de ces deux noyaux, nous comparons isotope par isotope, les rendements de fission. Pour cela, nous faisons la différence entre les deux rendements $dY_i = Y_i^{233U} - Y_i^{235U}$ pour chaque isotope i. Sachant que le spectre n'a pas d'influence majeure sur la puissance résiduelle des produits de fission (voir la section 4.3.2) nous avons choisi un spectre rapide pour les rendements de l'^{233}U, comme dans le MSFR, et thermique pour l'^{235}U, comme dans le REP, représentatif de l'utilisation actuelle du combustible. Nous utilisons la no-

tation suivante :

$$\begin{array}{ll} \text{si } \mathrm{dY}_i > 0 : \mathrm{dY}_i^{233U} = \mathrm{dY}_i, & \mathrm{dY}_i^{235U} = 0 \\ \text{si } \mathrm{dY}_i < 0 : \mathrm{dY}_i^{233U} = 0, & \mathrm{dY}_i^{235U} = -\mathrm{dY}_i \end{array}$$

Nous constatons que $\sum_i |\mathrm{dY}_i| = 0,6$, et par ailleurs nous avons $\sum_i |\mathrm{Y}_i| = 2$.

Cela signifie que 70 % des deux rendements sont identiques, et les 30% restants doivent être responsables de la différence de puissance émise. Nous nous intéressons donc uniquement à ces 30% de rendements d'isotopes différents illustrés sur la figure 4.7 (à gauche). Les courbes ont été calculées en sommant les différences de rendements pour chaque isobare, par exemple : $\mathrm{dY}^{233U}(A = 140) = \sum_{i \text{ tel que A} = 140} \mathrm{dY}_i^{233U}$.

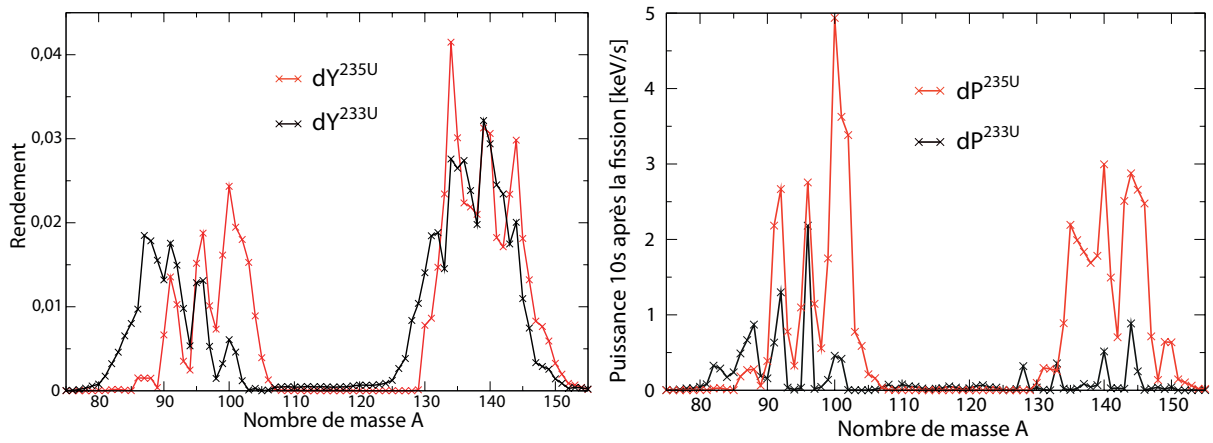

Figure 4.7: A gauche : Différence des rendements de fission dY_i de l'^{235}U en spectre thermique et de l'^{233}U en spectre rapide en fonction du nombre atomique A ; à droite : Puissance émise 10 s après la fission par les vecteurs isotopiques des différences de rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique respectivement dY_i^{235U} et dY_i^{233U}, en fonction du nombre atomique A

Sur cette figure 4.7 (à gauche), nous observons le déplacement du pic léger de l'^{235}U vers la droite, ce qui s'explique par le fait que ce noyau est plus riche en neutrons que le noyau d'^{233}U. Cet effet est beaucoup moins visible sur le pic lourd, qui présente néanmoins des écarts très importants entre les deux rendements.

Il est important de mentionner ici que, dans le rendement de l'^{233}U, une partie des fragments sont des fragments stables : la somme des rendements stables pour l'^{233}U est de 0,0577, et de 0,0194 pour l'^{235}U. Parmi les fragments de fission stables, le ^{136}Xe joue un rôle essentiel (rendements ^{233}U : 0,0381 et ^{235}U : 0,0125). Les fragments de fission stables n'expliquent pourtant pas l'écart important, quasiment d'un facteur deux, sur la puissance émise par les deux rendements de fission.

La puissance dP_i émise 10 secondes après la fission a été évaluée pour chaque isotope i contribuant à la différence des rendements dY_i^{235U} et dY_i^{233U}. Ces puissances sont présentées dans la table 4.2 et illustrées sur la figure 4.7 à droite. La puissance représentée sur cette figure est donnée pour chaque isobare, elle a été évaluée de la façon suivante :

$$\mathrm{dP}^{233\mathrm{U}}(\mathrm{A}{=}140) = \textstyle\sum_{i \text{ tel que A}=140} \mathrm{dP}_i^{233U}.$$

Comme attendu, les puissances émises par les différences de rendements dY_i^{235U} sont globalement plus importantes que celles émises par dY_i^{233U}. La courbe rouge domine largement la courbe noire

sur la figure 4.7 à droite.

Table 4.2: Puissance émise par chaque isotope de la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et de l'^{235}U en spectre thermique 10 s après la fission, classée par ordre décroissant de l'importance ; I = état isomérique, 0 - état fondamental, 1 - état métastable ; $T_{1/2}$ = durée de demi-vie ; dY_i = différence des rendements de l'isotope i ; dP_i = puissance émise lors de la désintégration 10 s après la fission par l'isotope i ; la couleur du fond sert à distinguer les isotopes du pic léger (jaune pâle) de ceux du pic lourd (bleu pâle)

Fragments de fission de l'^{235}U P_{total}^{235U}(t=10 s) = 144,8 keV/s						
Nom	**Z**	**A**	**I**	$\mathbf{T_{1/2}}$	$\mathbf{dY_i^{235U}}$	$\mathbf{dP_i/P_{total}^{235U}}$ à t=10 s
Zr	40	100	0	7,1 s	2,17e-2	3,00 %
Zr	40	101	0	2,3 s	1,85e-2	2,36 %
Zr	40	102	0	2,9 s	1,28e-2	2,03 %
Xe	54	140	0	13,6 s	2,95e-2	1,99 %
Sr	38	96	0	1,0 s	1,81e-2	1,84 %
Kr	36	92	0	1,8 s	1,02e-2	1,82 %
Ba	56	145	0	4,3 s	1,73e-2	1,75 %
Ba	56	144	0	11,5 s	2,61e-2	1,71 %
Kr	36	91	0	8,57 s	1,29e-2	1,44 %
Te	52	135	0	19 s	2,84e-2	1,41 %
Ba	56	146	0	2,22 s	8,38e-3	1,23 %
Te	52	136	0	17,6 s	1,76e-2	1,20 %
Cs	55	143	0	1,8 s	1,21e-2	1,04 %
I	53	138	0	6,23 s	1,00e-2	1,03 %
Xe	54	139	0	39,7 s	2,61e-2	0,90 %
Xe	54	141	0	1,73 s	1,36e-2	0,84 %
I	53	137	0	24,5 s	1,74e-2	0,81 %
Sr	38	97	0	0,43 s	9,60e-3	0,75 %
					...	...
Somme					0,60	39,9 %

Fragments de fission de l'^{233}U P_{total}^{233U}(t=10 s) = 99,5 keV/s						
Nom	**Z**	**A**	**I**	$\mathbf{T_{1/2}}$	$\mathbf{dY_i^{233U}}$	$\mathbf{dP_i/P_{total}^{233U}}$ à t=10 s
Y	39	96	1	9,6 s	8,30e-3	1,85 %
Rb	37	92	0	4,5 s	8,51e-3	1,31 %
La	57	144	0	40,8 s	1,66e-2	0,89 %
Br	35	88	0	16,3 s	5,70e-3	0,87 %
Br	35	87	0	55,7 s	1,29e-2	0,67 %
Rb	37	91	0	58,4 s	1,55e-2	0,64 %
Cs	55	140	0	63,7 s	1,45e-2	0,52 %
Br	35	86	0	55,1 s	8,45e-3	0,49 %
Nb	41	100	1	3,0 s	4,98e-3	0,45 %
Nb	41	101	0	7,1 s	3,68e-3	0,42 %
I	53	133	1	9 s	6,13e-3	0,36 %
Y	39	96	0	5,34 s	2,91e-3	0,34 %
As	33	82	1	13,6 s	1,86e-3	0,29 %
As	33	83	0	13,4 s	2,45e-3	0,28 %
Sn	50	128	1	6,5 s	3,41e-3	0,26 %
					...	...
Somme					0,60	12,6 %

Nous pouvons conclure que les différences observées dans les rendements du pic léger contribuent de la même façon que celles du pic lourd, voir figure 4.7 à droite. Cependant, la forme des distributions de puissance aux niveaux du pic léger et du pic lourd de l'^{235}U sont différentes. Au niveau du pic léger, ce sont plutôt quelques noyaux, dont majoritairement les isotopes du Zr, qui ont une contribution très importante à la différence de puissances. Au niveau du pic lourd par contre, une gamme plus importante d'isotopes et isobares contribuent. Le décalage du pic léger vers la droite pour l'^{235}U apporte clairement une augmentation de puissance résiduelle par rapport à l'^{233}U. De plus, les écarts très importants observés au niveau du pic lourd des deux rendements (figure 4.7 à gauche) induisent une puissance résiduelle plus importante pour l'^{235}U. En étudiant la puissance émise 1 seconde après la fission, nous obtenons d'autres courbes et isotopes (voir Annexe C), mais les tendances observées (le pic léger et le pic lourd du rendement sont équitablement responsables de la différence sur la puissance) sont les mêmes.

La table 4.2 montre la puissance dP_i émise par les isotopes des différences des rendements dY_i^{233U} et dY_i^{235U}. Les isotopes sont listés selon l'importance de leur contribution à la différence de puissance émise. La puissance est évaluée pour l'intégralité de l'arbre de décroissance de chaque isotope. Les isotopes essentiellement responsables de l'excès de puissance émise après la fission de l'^{235}U sont donc, classés par ordre d'importance de leur contribution : ^{100}Zr, ^{101}Zr, ^{102}Zr, ^{140}Xe, ^{96}Sr, ^{92}Kr, ^{145}Ba, ^{144}Ba pour t=10 s, mais aussi ^{97}Sr, ^{141}Xe, ^{98}Sr, ^{143}Cs, ^{142}Cs, ^{103}Nb, pour des temps plus courts (voir l'annexe C pour une liste plus exhaustive). A plus long terme (100 s), le pic lourd devient clairement dominant dans la production de chaleur, voir l'annexe C.

Après avoir comparé les produits de fission de l'^{233}U et de l'^{235}U, et ainsi démontré qu'il existe bien une différence au niveau de la puissance résiduelle pour ces deux noyaux, il est intéressant d'étudier la puissance résiduelle des autres noyaux fissiles envisagés dans le MSFR.

4.3.4 Puissance résiduelle des produits de fission du plutonium

Dans un réacteur nucléaire plusieurs types de noyaux fissionnent. Dans un REP par exemple, ∼60% des fissions proviennent effectivement de l'^{235}U [7], le reste étant dû aux fissions des noyaux plus lourds, par ordre de contribution : ^{239}Pu, ^{238}U et ^{241}Pu.

De plus, comme expliqué précédemment en section 2.2, le réacteur MSFR peut être démarré avec différentes matières fissiles (^{233}U, $^{\text{enrichi}}$U et/ou transuraniens). Il est donc aussi important d'étudier la puissance résiduelle des noyaux responsables des fissions pour un démarrage du MSFR avec des TRU, car les fissions de l'^{233}U ne sont pas majoritaires à ce moment-là. Le taux de fission dépend de l'abondance en un noyau lourd présent dans le réacteur et du rapport de sa section efficace de fission sur absorption $\left(\frac{\sigma_{fission}}{\sigma_{absorption}}\right)$. En utilisant la configuration du benchmark, décrite en section 2.2, nous avons évalué les taux de fission pour deux compositions en noyaux lourds très différentes, présentées dans la table 4.3. L'une est celle du démarrage avec des TRU, et l'autre celle de la composition à l'équilibre (au bout de 200 ans de fonctionnement). Pour le démarrage avec des TRU, nous avons évalué les taux de fission pour la composition initiale, donnée dans la table 2.7.

Dans le tableau 4.3 (à gauche), nous pouvons voir que 87 % du taux de fission provient effectivement de l'^{233}U pour le réacteur à l'équilibre. Pour le démarrage aux transuraniens, la table 4.3 (à droite) montre qu'il est nécessaire d'étudier la puissance résiduelle des isotopes du plutonium. L'évolution de la puissance résiduelle suite à une fission moyenne des différents noyaux participants aux fissions dans le MSFR est présentée sur la figure 4.8.

Table 4.3: Taux de fission des noyaux lourds normalisés au taux de fission total à l'équilibre (à gauche) et au démarrage avec des transuraniens (à droite) dans le MSFR

Noyau lourd (à 200 ans)	Taux de fission /taux de fission total
Th 232	1,59 %
U 232	0,19 %
U 233	**86,76 %**
U 234	2,06 %
U 235	7,01 %
U 236	0,27 %
Σ U	**96,29 %**
Np 237	0,17 %
Pu 238	0,90 %
Pu 239	0,70 %
Pu 241	0,19 %
Autres	0,16 %

Noyau lourd (dem. TRU)	Taux de fission /taux de fission total
Th 232	1,61 %
Np 237	1,06 %
Pu 238	2,05 %
Pu 239	**63,53 %**
Pu 240	4,70 %
Pu 241	**24,77 %**
Pu 242	0,99 %
Σ Pu	**95,46 %**
Am 241	0,57 %
Am 243	0,26 %
Cm 244	0,20 %
Cm 245	0,26 %

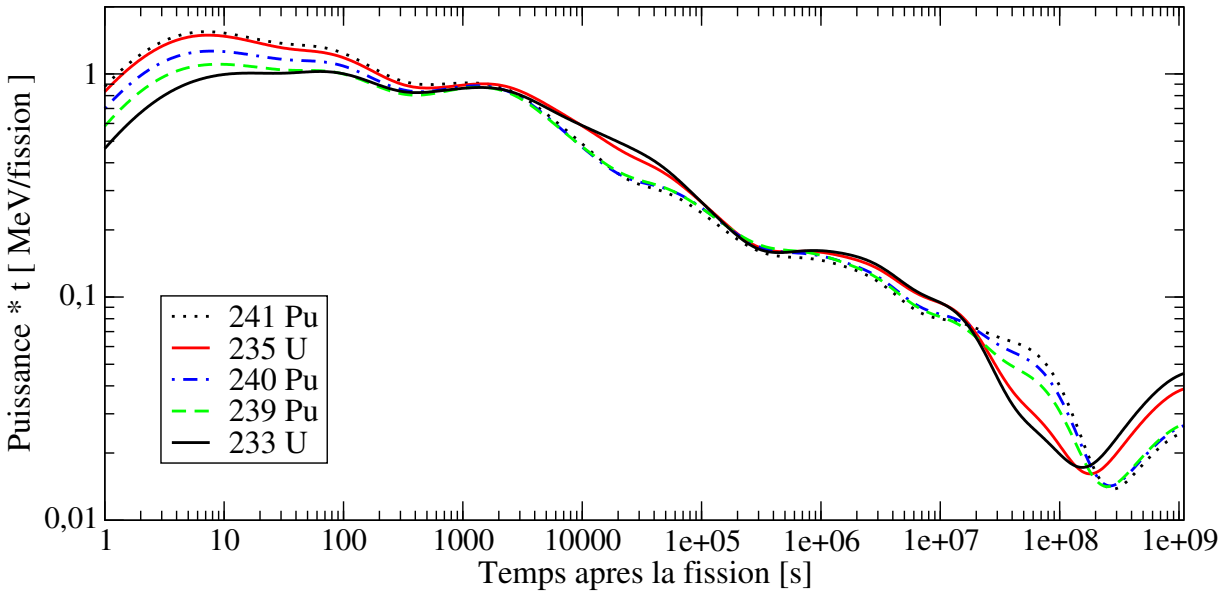

Figure 4.8: Puissance résiduelle des produits de fission suite à une fission en spectre rapide pour cinq noyaux : ^{233}U, ^{235}U, ainsi que ^{239}Pu, ^{240}Pu et ^{241}Pu ; la puissance résiduelle des produits de fission du ^{238}Pu n'est pas représentée sur le graphe pour des raisons de lisibilité

Sur cette figure 4.8, nous observons que l'^{233}U émet une puissance résiduelle très faible par rapport aux isotopes 239, 240 et 241 du plutonium pendant les 100 premières secondes. L'^{235}U et le ^{241}Pu émettent la puissance la plus importante. Le tableau 4.4 détaille les valeurs de la figure 4.8 pour les puissances émises à t=1 s, ainsi que l'énergie totale émise par les produits de fission. Les valeurs de l'énergie montrent les mêmes tendances observées sur la puissance émise à court terme. De plus, dans cette table, sont précisées les valeurs de l'énergie totale produite par fission, extraite de la base de données JEFF-3.1.1 avec l'application Janis [58]. Des tendances proches de celles identifiées pour l'énergie émise par les produits de fissions peuvent également être constatées pour l'énergie totale de fission. Néanmoins, les variations n'ont pas la même amplitude, ce que nous pouvons observer en comparant ^{233}U et ^{239}Pu avec une énergie émise par

les produits de fission E_{totale}^{PF} proche et l'énergie totale de fission différente. De plus, la fission du ^{240}Pu produit plus d'énergie que celle du ^{241}Pu, alors qu'un comportement différent peut être observé pour l'énergie émise par les produits de fission. En conclusion, les écarts observés sur l'énergie totale émise par les produits de fission ne peuvent être expliqués simplement par les différences d'énergie totale de fission des différents noyaux, d'autres paramètres (énergie cinétique des produits de fission et des neutrons, émission des γ prompts...) interviennent.

Table 4.4: Puissance résiduelle des produits de fission à l'instant t=1 s après la fission, l'énergie totale émise par les produits de fission (intégrale de la puissance) pour un spectre neutronique rapide et l'énergie totale de fission extraite de la base de données JEFF-3.1.1

Noyau	^{235}U	^{233}U	^{241}Pu	^{240}Pu	^{239}Pu	^{238}Pu
P à t=1 s [MeV/s]	0,83	0,46	0,88	0,70	0,58	0,46
E_{totale}^{PF} en MeV	13,04	10,49	13,10	11,60	10,69	9,57
$E_{Fission}$ en MeV	202,47	197,97	210,83	211,88	206,21	204,66

A long terme, nous observons que les courbes de la figure 4.8 des isotopes de l'uranium convergent entre elles, de même pour les isotopes du plutonium. Cela provient majoritairement des probabilités de création des produits de fission similaires dans la chaîne des isobares 137 (avec ^{137}Cs de $T_{1/2}$ = 30 ans) et 106 (avec ^{106}Ru de $T_{1/2}$ = 373 jours). Nous pouvons constater qu'il y a des similitudes au niveau de chaque noyau : l'^{235}U a une puissance résiduelle, ainsi qu'une énergie totale, plus importante que l'^{233}U. Le ^{241}Pu se comporte de façon identique à l'égard du ^{239}Pu.

4.3.5 Remarques et discussions

Cette étude montre que certains noyaux fissiles sont plus avantageux que d'autres du point de vue de la sûreté. En effet, il est préférable d'avoir la puissance résiduelle la plus faible possible pour minimiser les dégâts suite à l'arrêt du réacteur avec une panne de refroidissement. Ainsi l'utilisation du cycle thorium/^{233}U, qui passe principalement par les fissions de l'^{233}U, semble significativement avantageuse selon cet aspect par rapport à l'utilisation du combustible ^{235}U. De ce point de vue, le cycle U-Pu induit une plus faible puissance résiduelle des produits de fission que le combustible ^{235}U, bien que légèrement plus importante que le cycle Th-U.

Par ailleurs, lors du démarrage avec des transuraniens, la plupart des fissions sont dues au ^{239}Pu, qui a également une puissance résiduelle plus faible. Une partie importante du taux de fission (24%), voir la table 4.3, est due au ^{241}Pu, qui a une puissance résiduelle très importante. Nous pouvons donc nous attendre à ce que la puissance résiduelle pour le démarrage en transuraniens soit plus importante que celle du démarrage à l'^{233}U dans le MSFR. Néanmoins, en faisant abstraction des aspects technologiques, la puissance résiduelle dans un REP est à priori supérieure à celles du MSFR, étant donné le taux de fissions de l'^{235}U très important pour le REP. L'étude précise de la puissance résiduelle dans le MSFR est traitée en section suivante.

4.4 Puissance résiduelle dans le MSFR

4.4.1 Localisation de la chaleur résiduelle

Le retraitement des produits de fission, décrit en section 2.1.3, délocalise une partie de la source de chaleur du sel combustible vers le système de bullage ainsi que vers l'unité de retraitement. La source de chaleur et les risques liés à celle-ci doivent alors être étudiés pour le sel combustible, le système de bullage et l'unité de retraitement. De plus, le sel de la couverture fertile, avec le système de bullage et l'unité de retraitement associés, représentent également des sources de chaleur. Celles-ci sont beaucoup plus faibles que celles liées au sel combustible et seront étudiées à part en section 4.4.5.

Pour évaluer la chaleur résiduelle du sel combustible, nous nous basons sur des simulations de la configuration du réacteur décrite dans le benchmark neutronique (section 2.2). Les valeurs de référence de cette étude pour la vitesse d'extraction des éléments selon les deux types de retraitement sont les suivantes :

$$v_{Retr} = 40 \text{ litres/jour} \qquad T_{1/2}^{Bullage} = 30 \text{ secondes}$$

Grâce aux calculs d'évolution effectués avec REM, nous avons accès aux compositions du sel combustible à chaque instant de l'évolution ainsi qu'aux compositions des éléments présents dans les unités extérieures, comme l'unité de bullage et celle de retraitement.

Nous avons choisi d'étudier la composition au bout de 100 ans de fonctionnement du réacteur démarré à l'^{233}U, dite composition d'équilibre. Cette composition représente un cas enveloppe du point de vue de la chaleur résiduelle, car les produits radioactifs s'accumulent dans le sel combustible pendant le fonctionnement (voir la section 2.3.4 pour plus de détails). Ceci est également vrai pour le système de bullage et l'unité de retraitement, pour lesquels les compositions après 100 ans de fonctionnement sont pessimistes tant au vu de la durée de vie de l'installation du réacteur que du fait que ces unités seront "nettoyées" régulièrement.

La majeure partie de l'étude de la chaleur résiduelle associée à une configuration du réacteur a été réalisée avec une modélisation simplifiée des unités de bullage et de retraitement, telle que décrite dans le benchmark neutronique. Un calcul basé sur un modèle plus complexe et réaliste a également réalisé, pour vérifier la validité du modèle simplifié. La source de chaleur associée à la configuration du réacteur démarrée avec des TRU est discutée en section 4.4.4.

Le module ECI nous permet par la suite d'évaluer la chaleur dégagée par ces compositions en fonction du temps, que nous appelons le temps après l'arrêt du réacteur. Cela revient à considérer que toutes les réactions nucléaires (fissions et captures) se sont arrêtées à t = 0 s.

Dans la simulation du réacteur, le taux de fission a été évalué afin de satisfaire l'équation suivante : $\tau_{fission} \cdot 200\text{MeV} = 3$ GW, où l'énergie d'une fission a été prise égale à 200 MeV. En réalité, comme nous le verrons ci-dessous, une partie de cette chaleur se trouve dans les systèmes de retraitement, et ainsi la puissance thermique produite dans le cœur est légèrement plus faible que 3 GW. Pour des raisons de clarté nous parlons néanmoins d'une puissance nominale $P_{\text{nominale}} = 3\ GW_{\text{th}}$, même si elle représente le taux de fission totale dans le sel combustible.

La figure 4.9 montre les évolutions de la puissance résiduelle du sel combustible, du système de bullage et l'unité de retraitement. Nous pouvons voir que, durant plusieurs mois après l'arrêt du réacteur, le sel combustible représente effectivement la source de chaleur la plus importante. Pour des temps plus longs, l'unité de retraitement et le système de bullage

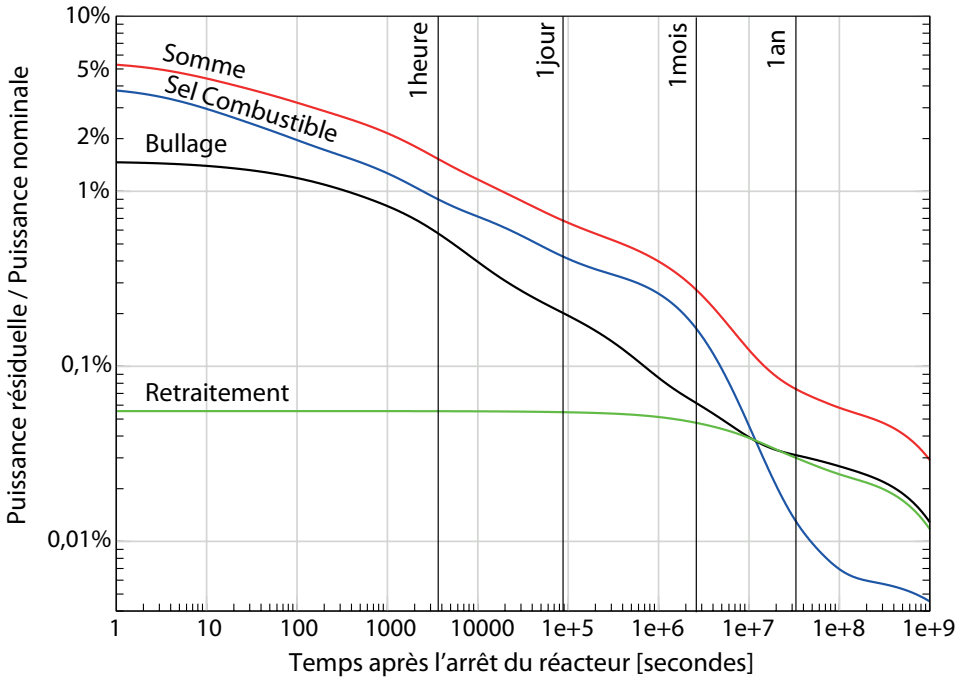

Figure 4.9: Puissance résiduelle du réacteur MSFR dans le sel combustible (en bleu), l'unité de bullage (en noir) et l'unité de retraitement (en vert), et somme de ces puissances (en rouge) après 100 ans de fonctionnement du réacteur démarré à l'^{233}U

sont clairement dominants. Les produits de fission d'une durée de vie d'environ 30 ans se sont principalement accumulés dans les deux unités de retraitement de façon similaire. Nous ne nous intéressons pas à la puissance résiduelle au delà de quelques dizaines d'années, car cette période de temps est certes intéressante vis-à-vis du stockage définitif des déchets nucléaires, mais non du point de vue de la sûreté du réacteur.

Il est important de remarquer que la puissance résiduelle de l'unité de retraitement simulée ici ne tient pas compte de la contribution du sel combustible qui transite dans les premières étapes de ce retraitement, mais seulement de celle des produits de fission extraits par le retraitement et qui s'accumulent. Actuellement un temps de séjour de 2 jours est envisagé pour chaque lot de 40 litres de sel combustible : un jour de refroidissement et un pour le retraitement.

Nous pouvons également constater que le système de bullage contient beaucoup d'isotopes de durée de vie courte, car la source de chaleur y décroît fortement pendant les premiers jours. Par contre, la puissance de l'unité de retraitement chimique reste quasi constante pendant des mois, car les isotopes de l'unité de retraitement ont des durées de vie relativement longues ($\tau > 1$ mois).

Les valeurs des puissances émises dans le MSFR à t = 1 s sont précisées dans la table 4.5. Nous pouvons ainsi voir qu'une part importante de la source de chaleur est présente dans le système de bullage : l'extraction des produits de fission radioactifs a donc une grande influence sur la puissance résiduelle dans le sel combustible du réacteur. Nous allons à présent étudier la puissance résiduelle avec des unités de bullage et de retraitement définies avec précision, puis nous allons étudier en section 4.4.2 la sensibilité de la source de chaleur aux paramètres des systèmes de retraitement en utilisant la modélisation simplifiée des unités de bullage et de retraitement.

Définition des unités de bullage et de retraitement plus réalistes

Une simulation d'évolution du réacteur a été réalisée avec une modélisation des unités de retraitement plus réalistes, en se basant sur les travaux de la référence [19]. Une représentation schématique des mouvements de matières associés à l'unité de retraitement, tel que définis dans la simulation, est illustrée et détaillée dans l'annexe D. Une ponction des gaz (0,017 %) de l'unité bullage est effectuée pour envoi vers le stockage. Les métaux accumulés dans l'unité de bullage sont supposés être enlevés tous les 5 ans.

Certains isotopes extraits par l'unité de retraitement chimique dans la simulation de la configuration de référence du MSFR, ne sont pas extraits dans le cas étudié ici, notamment Z= 37, 38, 39, 55 et 56. De plus, le séjour d'une quantité du sel combustible de 40 litres pendant 2 jours dans l'unité de retraitement chimique est également pris en compte dans cette évaluation. Les produits de fission extraits sont alors stocké à part.

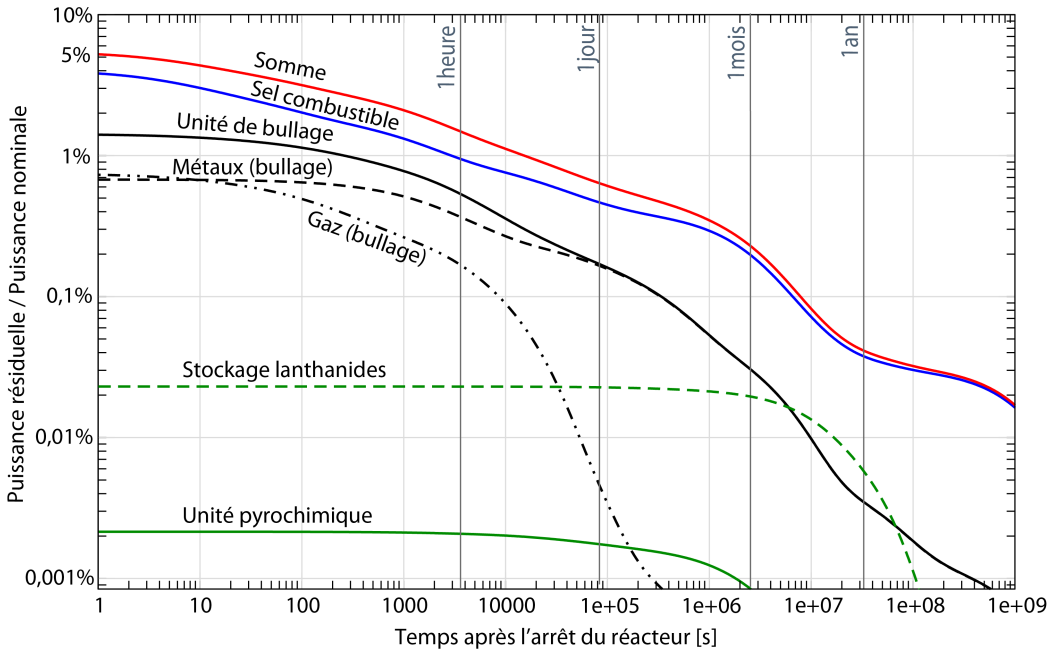

Figure 4.10: Puissance résiduelle du réacteur MSFR dans le sel combustible, l'unité de bullage, l'unité de retraitement et somme de ces puissances après 100 ans de fonctionnement du réacteur démarré à l'^{233}U avec une modélisation plus précise de l'unité de retraitement et l'unité de bullage

La puissance résiduelle dans le MSFR en considérant une simulation des unités de retraitement plus précises aboutit au graphique de la figure 4.10. Nous pouvons constater que la puissance résiduelle du sel combustible est légèrement plus importante pour des temps courts ($t < 1$ an) et significativement plus importante à des temps longs (30 ans). Certains noyaux n'étant pas extraits par l'unité de retraitement chimique, restent dans le sel combustible et contribuent ainsi à une puissance plus importante.

Dans cette simulation, nous avons pu également dissocier la puissance due aux gaz et aux métaux qui se trouvent dans l'unité de bullage. Ces deux contributions sont équivalentes à très court terme (quelques secondes), cependant les gaz décroissent rapidement, et l'unité de bullage est essentiellement chauffée par les métaux. Les valeurs des puissances sont résumées dans la table 4.5.

La puissance résiduelle dans l'unité de retraitement est beaucoup plus faible que celle évaluée pour la configuration du benchmark. En effet, ici nous n'avons considéré que le transit du sel combustible dans l'unité de retraitement, alors que l'accumulation des produits de fission extraits a été évaluée à part, comme présenté sur la courbe "Stockage lanthanides" de la figure 4.10. Il est important de noter que cette puissance résiduelle correspond à une puissance moyenne. Comme le retraitement se fait par ponction de 40 l de sel une fois par jour, la puissance est plus importante au moment de la ponction, et beaucoup plus faible 1 jour après, juste avant la ponction suivante. Dans notre simulation, ce processus est supposé continu. La valeur maximale de puissance résiduelle d'une ponction de sel peut être évaluée avec un calcul simple :

$$\begin{aligned}&\text{Fraction de sel combustible} \cdot \text{Puissance résiduelle du sel (à t = 1 s)}\\ &= 40 \text{ litres } / \text{ 18 m}^3 \cdot 3{,}77\% \cdot 3 \text{ GW}\\ &= 0{,}25 \text{ MW } (0{,}0084\%).\end{aligned}$$

Nous pouvons alors remarquer que cette valeur est beaucoup plus importante que la moyenne obtenue dans les simulations (0,0022 %). En effet, la puissance résiduelle du sel combustible décroît rapidement. La puissance résiduelle dans l'unité de retraitement pyrochimique sera alors toujours inférieure à 2×0,25 MW, du fait du temps de séjour de 2 jours de chaque ponction dans l'unité de retraitement. Avec cette approximation conservative, la puissance dégagée est néanmoins tout à fait négligeable.

Table 4.5: Puissance instantanée à t=1 s après l'arrêt du réacteur, normalisée à la puissance nominale de 3 GW_{th}, pour une configuration de retraitement simple (définie dans le benchmark neutronique) et précise (détaillée dans l'annexe D) ; la colonne somme ne tient pas compte des stockages finaux des éléments

Configuration	Sel combustible	Système de bullage (Métaux + Gaz)	Unité de retraitement	Somme
Simple	3,77% 113 MW	1,46 % 44 MW	0,056 % 1,7 MW	5,29 % 159 MW
Précise	3,82% 114,6 MW	1,41 (0,68 + 0,73) % 42,2 (20,25 + 21,95) MW	0,0022 % 0,065 MW	5,23 % 156,9 MW

Dans un REP, la chaleur résiduelle des produits de fission et des actinides est évaluée à 6% de la puissance nominale, une valeur plus importante que celle obtenue au total dans le MSFR (5,29%). Pourtant, dans le cas du MSFR, nous considérons un temps de fonctionnement de 100 ans donc beaucoup plus long que les quelques années entre deux rechargements d'un REP. Cet effet peut s'expliquer en partie par les différences discutées précédemment (voir section 4.3.1), et provient des fragments de fission des noyaux fissiles ^{233}U et ^{235}U.

Sur la figure 4.11, nous pouvons voir le détail des puissances résiduelles produites par les différents composants du sel combustible. Contrairement aux REPs où les produits de fission restent la source de chaleur principale durant une trentaine d'années (voir figure 4.1), dans le cas du MSFR nous pouvons voir que pour des temps supérieurs à un jour, la puissance des produits de fission n'est pas la composante principale. En effet, après un jour la contribution des actinides, et plus précisément celle du ^{233}Pa, est aussi importante que celle des produits de fission.

Ce comportement s'explique par la présence du ^{233}Pa dans le MSFR, qui a une durée de demi-vie de 26,98 jours, mais aussi par le fait que la chaleur des produits de fission est délocalisée et

ainsi plus faible dans le sel combustible.

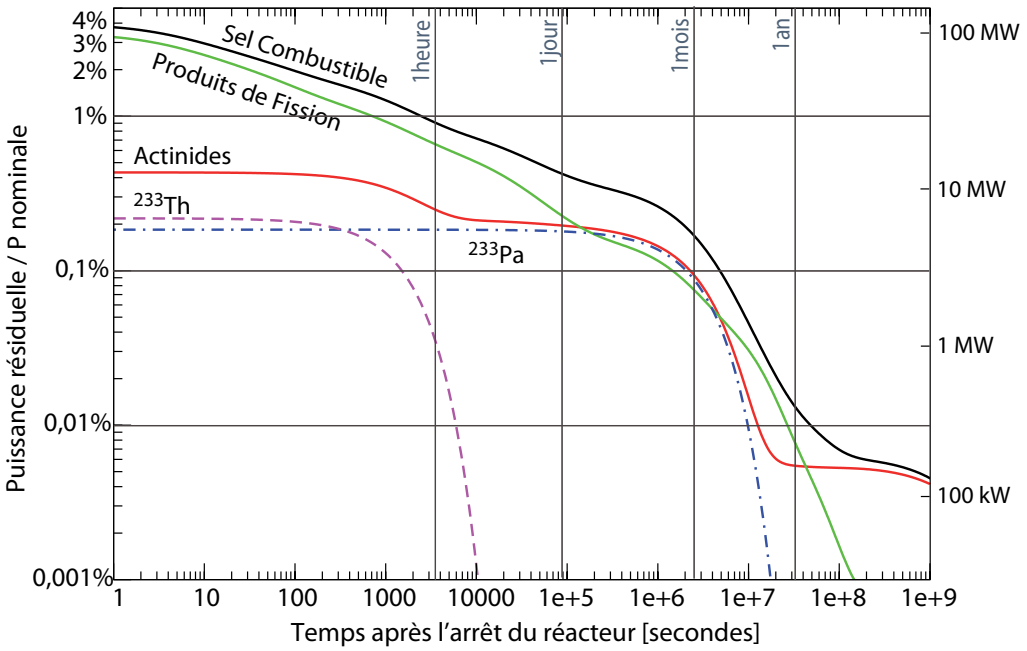

Figure 4.11: Puissance résiduelle du sel combustible et ses deux contributions : les produits de fission et les actinides, avec le détail de la puissance produite par le ^{233}Th et le ^{233}Pa

4.4.2 Sensibilité de la puissance résiduelle aux paramètres du retraitement

Nous avons observé l'importance du système de bullage ainsi que de l'unité de retraitement sur la puissance résiduelle du sel combustible. Pour évaluer la sensibilité de la puissance résiduelle aux paramètres du retraitement, nous avons effectué des simulations du réacteur se basant sur la configuration du benchmark neutronique, en faisant varier les vitesses de retraitement chimique v_{Retr} et la constante d'extraction du bullage $T_{Bullage}$ séparément.

La figure 4.12 (à gauche) montre l'influence de la constante d'extraction du bullage sur la puissance résiduelle du sel combustible. Au vu de la puissance dans le système de bullage de la configuration de référence du MSFR et de sa décroissance rapide, il semble cohérent que la constante de bullage ait une influence relativement importante sur la puissance du sel combustible. Les valeurs réalistes de cette constante sont de l'ordre de 15 s, 30 s, 60 s. Les valeurs 300 s et 30000 s représentent les cas limites d'un système de bullage hors fonctionnement. Nous pouvons voir que, pour une valeur de $T_{Bullage}$ de 30000 s, la puissance du sel combustible est très proche de la chaleur totale (cf table 4.5) générée par le sel combustible et les systèmes de retraitement. Dans ce cas là, le système de bullage ne contient plus la même source de chaleur que dans la configuration de référence.

Pour évaluer plus finement la sensibilité de la source de chaleur aux variations des constantes de fonctionnement de bullage, nous avons étudié la source de chaleur totale du réacteur pour différentes valeurs de $T_{Bullage}$. L'écart relatif présenté sur la figure 4.12 à droite se calcule selon

le rapport suivant :

$$\text{Écart relatif des puissances} = \frac{P(t) - P_{REF}(t)}{P_{REF}(t)} \tag{4.1}$$

avec $P_{REF}(t)$ la puissance de la configuration de référence ($T_{Bullage}$=30 s, v_{Retr}=40 l/j).

Nous pouvons constater que la constante de bullage n'a pas d'influence sur la puissance résiduelle totale du réacteur, l'écart relatif restant inférieur à 0,2%. Les écarts observés semblent plutôt provenir de fluctuations statistiques issues des simulations Monte-Carlo. La source de chaleur totale restant constante, seule la distribution de cette source de chaleur est influencée par la constante de bullage.

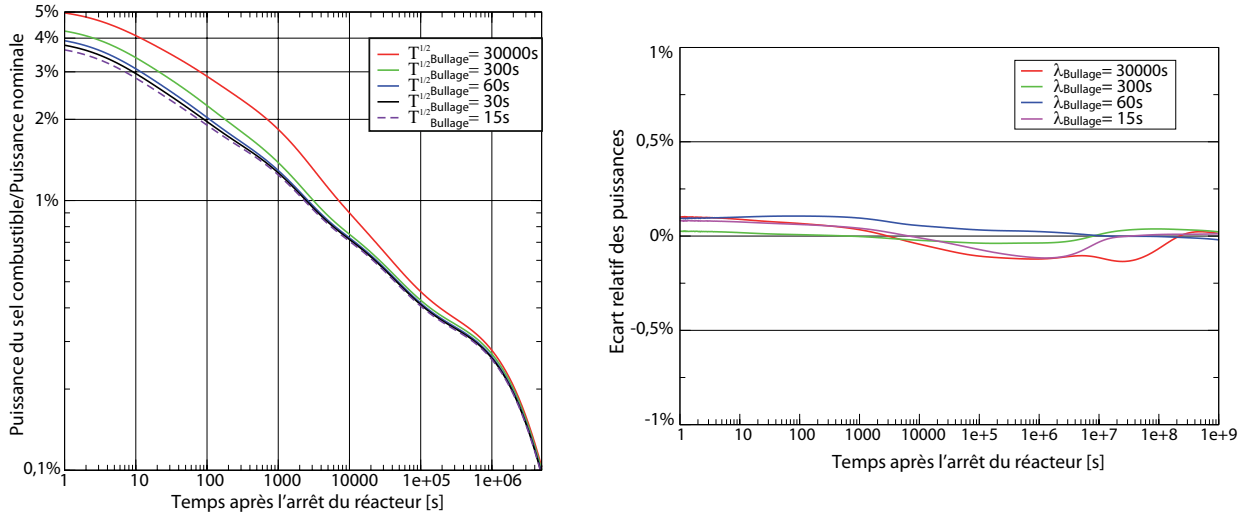

Figure 4.12: A gauche : sensibilité de la puissance résiduelle du sel combustible à la vitesse d'extraction des produits de fission par le système de bullage ; à droite : sensibilité de la somme des puissances du sel combustible, du système de bullage et de l'unité de retraitement à la vitesse d'extraction des produits de fission par le système de bullage

L'influence de la vitesse de retraitement chimique sur la puissance résiduelle du sel combustible est présentée sur la figure 4.13 (à gauche). Nous pouvons y observer qu'à court terme, pour des périodes inférieures à quelques heures ($\sim 10^4$ s), la puissance résiduelle du sel combustible n'est pas influencée par la vitesse du retraitement. En revanche, par la suite, la puissance résiduelle du sel combustible est plus importante pour des vitesses de retraitement plus lentes de seulement 20 ou 4 litres/jour (à comparer à la valeur de référence de 40 litres/jour). Pour un retraitement chimique très rapide de 400 litres/jour, la source de chaleur du sel combustible est plus faible. Le fait que l'influence ne soit visible que pour des temps supérieurs à quelques heures vient du fait que les éléments concernés par le retraitement chimique ont des durées de vie généralement longues, ce que nous avons déduit précédemment en section 4.4.1.

Suite à ce constat, l'étude de la source de chaleur totale nous permet de voir si les isotopes sensibles au retraitement chimique restant dans le sel combustible et étant soumis au flux neutronique réagissent avec les neutrons. Sur la figure 4.13 à droite, l'écart relatif de la puissance résiduelle en fonction du temps est présenté pour différentes vitesses de retraitement variant de 4 à 400 litres par jour. Nous nous sommes limités à un facteur 10 sur ce paramètre afin de rester

réalistes, sans rechercher de valeurs extrêmes. Pour toutes les configurations étudiées, nous pouvons observer une certaine influence de la vitesse de retraitement sur la puissance résiduelle totale dans le réacteur. L'écart observé n'est pas très important, inférieur à 1% durant les premières années. La compréhension des variations de l'écart relatif en fonction du temps semble complexe, sa valeur étant positive ou négative selon la plage de temps considérée. Cet effet s'explique par la transmutation de certains noyaux qui transforment des isotopes à durée de vie plus courte vers d'autres à durée de vie plus longue ou inversement.

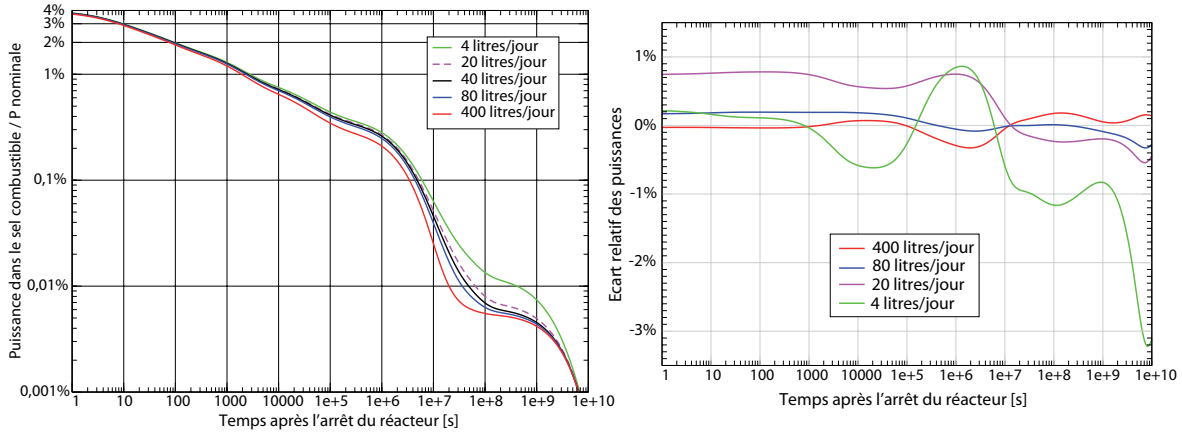

Figure 4.13: A gauche : sensibilité de la puissance résiduelle du sel combustible à la vitesse de retraitement chimique des produits de fission ; à droite : sensibilité de la somme des puissances du sel combustible, système de bullage et unité de retraitement à la vitesse de retraitement chimique des produits de fission

Pour une vitesse de retraitement beaucoup plus rapide de $v_{Retr} = 400$ litres/jour, nous n'observons pas d'effet important sur la source de chaleur totale. En effet, pour la vitesse de référence, la transmutation des produits de fission est de façon générale très faible, donc un séjour plus court sous irradiation neutronique ne diminue pas notablement la source de chaleur totale. Nous pouvons faire également les mêmes observations pour $v_{Retr} = 80$ litres/jour. Pour une vitesse de retraitement plus faible en revanche, l'influence est plus visible. Pour la vitesse $v_{Retr} = 20$ litres/jour, nous observons une baisse de la source de chaleur totale à court terme : en laissant les isotopes un peu plus longtemps sous le flux neutronique, ils réagissent avec les neutrons, ce qui a pour effet de diminuer la chaleur à court terme. En diminuant davantage la vitesse de retraitement ($v_{Retr} = 4$ litres/jour), l'influence est plus importante, nous observons des variations plus prononcées tant positives que négatives pour l'écart relatif des puissances totales.

4.4.3 Sensibilité au temps de fonctionnement

Pendant le fonctionnement du réacteur, la composition évolue jusqu'à la stabilisation vers un état d'équilibre autour de 100 ans. Nous avons donc étudié la puissance résiduelle de la composition du sel combustible pour différents temps de fonctionnement : 6 mois, 1 an et 10 ans. Les sources de chaleur sont très similaires : pour pouvoir mieux observer les différences, nous présentons sur la figure 4.14 l'écart relatif sur l'énergie totale produite relativement à la composition d'équilibre à 100 ans de fonctionnement, selon la formule :

$$\text{Écart relatif des énergies} = \frac{E(t) - E_{100ans}(t)}{E_{100ans}(t)} \tag{4.2}$$

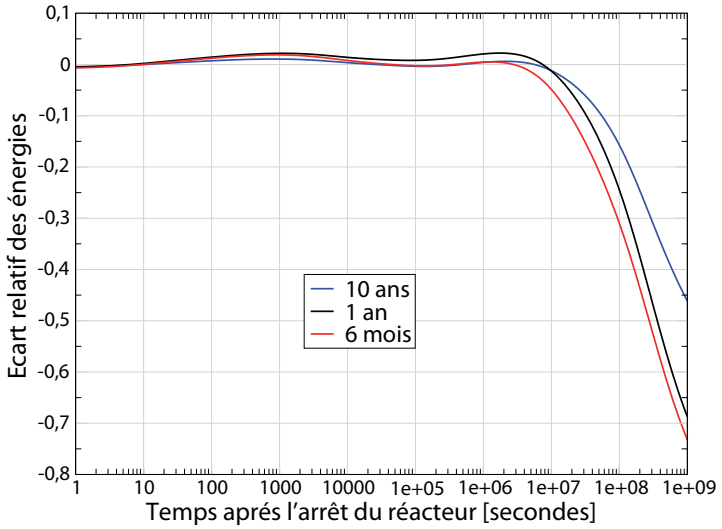

Figure 4.14: Écart relatif de l'énergie totale produite par les compositions du sel combustible après 6 mois, 1 an et 10 ans de fonctionnement relativement à celle de la composition d'équilibre après 100 ans de fonctionnement

Nous pouvons observer que la source de chaleur est quasi-indépendante du temps de fonctionnement pour des temps inférieurs à un an après l'arrêt du réacteur. Ceci s'explique par le fait que, pour des temps de fonctionnement plus longs, les actinides plus lourds s'accumulent et contribuent ainsi à la source de chaleur sur le plus long terme (t > 1 an).

4.4.4 Puissance résiduelle pour le démarrage avec des transuraniens

Dans les sections 4.3.1 et 4.3.4, nous avons montré l'influence du combustible sur la puissance résiduelle. Le MSFR démarré avec des TRU doit donc avoir une puissance résiduelle différente et à priori plus importante que celle du réacteur démarré à l'^{233}U. La comparaison est effectuée utilisant la notion de l'écart relatif des énergies défini selon la formule 4.2.

Sur la figure 4.15, nous pouvons remarquer que la composition de démarrage avec des TRU constitue une source de chaleur importante. En effet, pour des temps de fonctionnement inférieurs à 100 ans, l'énergie produite est supérieure à celle de l'équilibre, le maximum se situant vers un temps de fonctionnement de 3 ans. Pour des durées plus courtes d'environ 100 secondes, la source de chaleur est légèrement plus faible que celle de référence puis, après une dizaine de jours (10^6 secondes), elle augmente de plus de 30 % par rapport à la valeur de référence. Ces différences s'expliquent par les compositions en actinides et en PFs différentes. Ces valeurs donnent des indications sur les marges à considérer tant pour le dimensionnement que pour les études de sûreté. Si nous nous intéressons à un stockage d'une durée supérieure à un an, il est alors préférable de prendre une marge supérieure à 100 %.

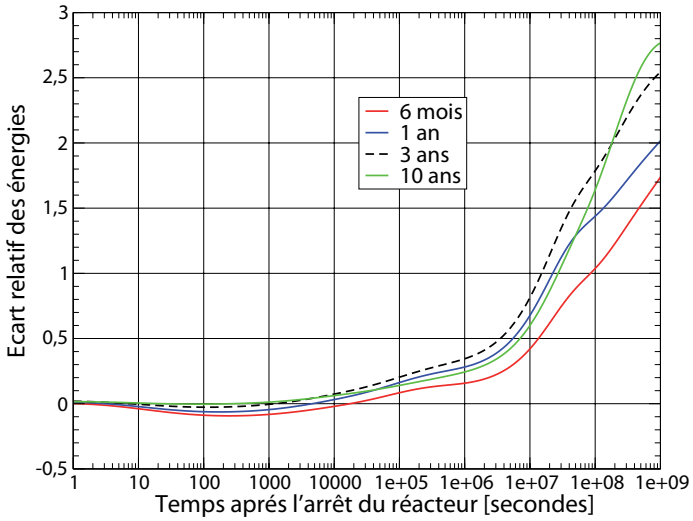

Figure 4.15: Écart relatif de l'énergie totale produite par les compositions du sel combustible après 6 mois, 1 an et 10 ans de fonctionnement pour un démarrage avec des TRU par rapport à celle de la composition d'équilibre après 100 ans de fonctionnement

4.4.5 Puissance résiduelle de la couverture fertile

Le sel de la couverture fertile contient également des éléments radioactifs, dont le refroidissement doit être assuré en toutes circonstances. Le système de bullage ainsi que l'unité de retraitement chimique dédiés à la couverture peuvent éventuellement être couplés à ceux associés au sel combustible, ou être conçus pour fonctionner indépendamment. Nous avons considéré ici cette source de chaleur séparément de celle du combustible afin d'en évaluer l'importance.

Sur la figure 4.16 sont présentées les puissances résiduelles du sel de la couverture fertile, du système de bullage et de l'unité de retraitement chimique associés. Comme attendu, la source de chaleur est principalement due aux actinides et notamment au ^{233}Th et au ^{233}Pa. En effet, la couverture fertile a été conçue de façon à maximiser la production de l'^{233}U, qui passe par le ^{233}Th et le ^{233}Pa, et ce en minimisant les fissions. Les produits de fission ne contribuent donc que légèrement à la puissance résiduelle du sel de la couverture fertile.

Finalement, en comparant la chaleur des unités de retraitement du sel combustible et du sel de la couverture fertile, nous constatons que cette dernière est tout à fait négligeable.

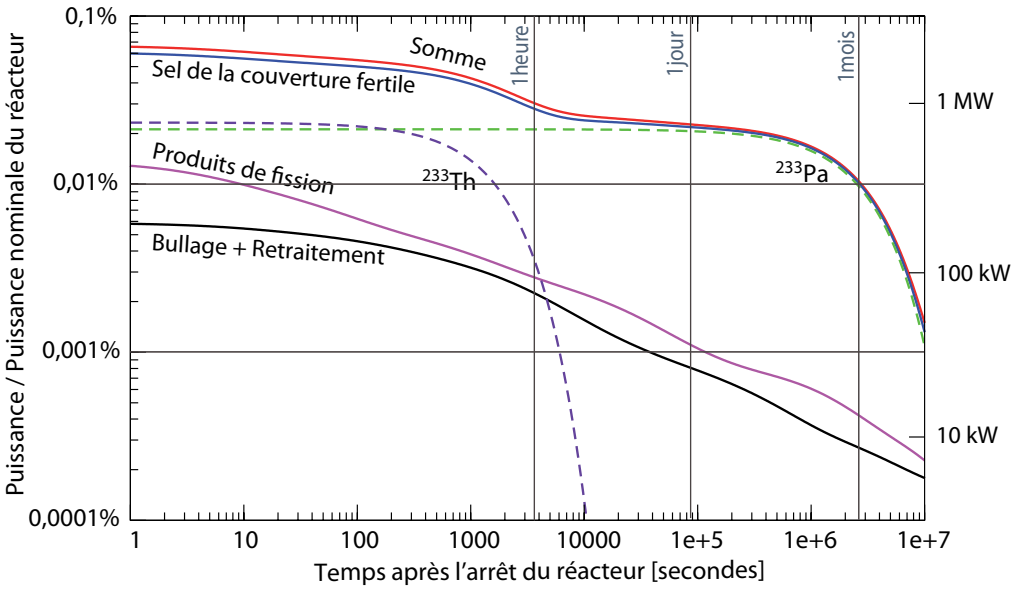

Figure 4.16: Puissance résiduelle du sel de la couverture fertile, avec les contributions des produits de fission et des deux actinides principaux (^{233}Th et ^{233}Pa) contenus dans le sel fertile, avec la puissance du système de bullage et de l'unité de retraitement associés à la couverture fertile

4.4.6 Contribution des produits de fission du sel combustible

Comme mentionné en section 4.3.2, les incertitudes fournies par l'évaluateur pour les distributions de fragments de fission sont importantes et leurs corrélations ne sont pas données. La distribution de fragments de fission de l'^{233}U pour un spectre neutronique rapide est particulièrement mal connue car peu de mesures ont été réalisées. Pour discuter de l'importance de ces données pour la sûreté du MSFR, nous nous concentrons sur les isotopes correspondant aux produits de fission fournissant une contribution importante à la puissance résiduelle de la composition à l'équilibre. Tout d'abord, nous comparons ces isotopes à ceux de la fission élémentaire. Les produits de fission de la fission élémentaire sont les mêmes que pour une composition du sel au démarrage du réacteur. La différence des produits de fission de la composition à l'équilibre et au démarrage est due à l'accumulation des produits de fission dans le sel d'une part, et d'autre part à leur extraction par les systèmes de retraitement.

La figure 4.17 présente la somme des contributions à la puissance résiduelle des produits de fission en fonction de leur nombre de masse A. Les contributions varient bien sûr avec le temps. Nous représentons ici les contributions pour t=10 s et t=100 s après la fission pour une fission élémentaire ou après l'arrêt de la réaction en chaîne pour la composition du sel à l'équilibre. Les contributions principales suite à la fission élémentaire proviennent du pic léger, tandis que celles du pic lourd deviennent plus importantes à plus long terme. Pour les produits de fission contenus dans le sel, la répartition des contributions principales est un peu différente. Celles du pic léger sont aussi importantes que celles du pic lourd même après 10 s après l'arrêt de la réaction en chaîne. La différence entre les courbes 100 s après la fission ou la réaction en chaîne (voir la figure 4.17) est importante spécialement pour les nombres de masse A = 87, 136 principalement à cause de ^{87}Br et ^{136}I^{m} dans les fragments de fission et A = 92, 93, 141, 142 principalement à cause de ^{92}Y, ^{92}Sr, ^{93}Sr, ^{93}Y, ^{141}Ba, ^{141}La, ^{142}La et ^{142}B dans la composition d'équilibre. La contribution de ces derniers est également explicitée dans la table 4.6.

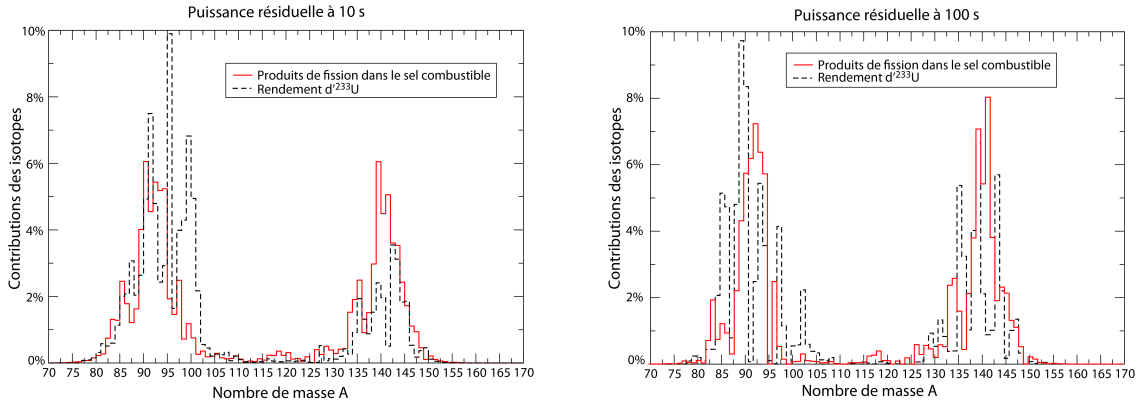

Figure 4.17: Contribution à la chaleur résiduelle des produits de fission en fonction du nombre de masse A pour la composition à l'équilibre et la composition de démarrage à l'^{233}U, équivalent à une fission élémentaire ; à gauche : 10 s après l'arrêt de la réaction en chaîne ; à droite : 100 s après l'arrêt de la réaction en chaîne

4.4.7 Discussion sur les incertitudes de la puissance résiduelle des produits de fission du sel combustible

Afin de réduire les incertitudes sur la puissance résiduelle du sel combustible, l'inventaire ainsi que l'énergie produite doivent bien être connus. Concernant la production des isotopes des produits de fission, les incertitudes proviennent de trois sources principales : le rendement de fission, l'efficacité de retraitement, et la section efficace des réactions induites par des neutrons. Les produits de fission contribuant le plus à la puissance résiduelle dans le MSFR sont listés dans la table 4.6. Dans cette table, les colonnes 5 et 6 représentent la production de l'isotope directement par fission et suite aux décroissances des fragments de fission. La dernière colonne contient la production de l'isotope provenant d'une réaction induite par un neutron ou d'un arbre de décroissances qui passe par une réaction induite par un neutron. Cette dernière montre l'importance des sections efficaces neutroniques des produits de fission sur l'évaluation de la puissance résiduelle, sous conditions que les données existent.

Les valeurs des colonnes 5 et 6 comparées à celles de la colonne 7 de la table 4.6 montrent clairement que le rendement de fission est la source majeure des incertitudes. Le pic lourd du rendement de l'^{233}U avec les corrélations évaluées pour un spectre neutronique thermique est en cours d'évaluation [62]. Une seule mesure des rendements de l'^{233}U avec les neutrons rapides a été réalisée [63]. Ces nouvelles données devraient réduire l'incertitude sur la production des produits de fission créés directement par la fission ou suite aux décroissances. Les constantes de décroissances des isotopes très instables peuvent également avoir une incertitude mais celle-ci jouera un rôle seulement à très court terme ($t \leq 1$ s). Les données sur les sections efficaces des produits de fission sont malheureusement incomplètes, donc l'importance réelle de ces réactions ne peut pas être évaluée. Comme présenté en section 4.4.1, la chaleur résiduelle du sel combustible est réduite grâce au système de bullage. Or ce système est en cours de définition actuellement. Par conséquent, il faut garder à l'esprit que modifier les efficacités d'extraction de certains éléments pourrait augmenter la puissance résiduelle du sel combustible. Une connaissance précise de ces données de retraitement est de fait importante pour l'étude de sûreté.

1	2	3	4	5		6	7
Isotope	$T_{1/2}$	Inventaire [mol]	Puissance résiduelle	Taux de production [mol/day] fission	incert.	décroiss.	réaction neutron
La 142	91 m	0,070	5,8%	0,10	32%	0,70	< 1e-3
Y 94	18,7 m	0,015	4,8%	0,11	32%	0,66	2e-9
La 140	1,7 d	1,693	4,7%	0,004	34%	0,68	3e-3
Sr 93	7,4 m	0,006	4,6%	0,47	17%	0,01	< 3 e-4
Y 95	10,3 m	0,008	4,1%	0,32	21%	0,45	1e-9
Y 92	3,5 h	0,175	3,3%	0,004	36%	0,80	7e-4
Ba 141	18,3 m	0,013	3,0%	0,44	18%	0,39	3e-4
Sr 92	2,7 h	0,132	2,9%	0,24	26%	0,47	< 3e-4
Y 93	10,2 h	0,527	2,6%	0,004	35%	0,82	< 2e-4
I 135	6,6 h	0,209	2,5%	0,54	13%	0,005	< 2e-4
Sr 91	9,6 h	0,436	2,4%	0,057	34%	0,61	< 3e-5
Zr 97	16,7 h	0,702	2,4%	0,17	28%	0,44	6e-3
I 134	52,5 m	0,016	2,2%	0,24	16%	0,15	< 4e-4
Ba 142	10,6 m	0,007	2,2%	0,60	12%	0,17	< 1e-3
Rb 90m	258 s	0,001	2,2%	0,25	24%	0,03	< 1e-4
Cs 139	9,3 m	0,005	2,2%	0,53	14%	0,15	< 4e-4
La 143	14,2 m	0,009	2,2%	0,27	22%	0,46	< 5e-4
Cs 138	33,4 m	0,007	1,9%	0,11	23%	0,02	< 1e-4
La 141	3,9 h	0,181	1,8%	0,03	34%	0,73	5e-4
Rb 91	58 s	0,001	1,8%	0,51	15%	0,25	< 3e-4
Somme		**4,2**	**60%**	**5,0**		-	**< 0,0153**
Tous les PFs		**5170**	**100%**	**26,8**		-	**0,236**

Table 4.6: Contributeurs essentiels à la puissance résiduelle des produits de fission pour la composition d'équilibre à t=100 s après l'arrêt de la réaction en chaîne. Ici sont listées leurs productions directement par la fission avec les incertitudes associées, ou indirectement en passant par des désintégrations ou des réactions nucléaires d'autres produits de fission. La ligne Somme présente les valeurs correspondant à la somme des isotopes listés dans cette table et la dernière ligne donne la somme pour tous les produits de fission du sel. Dans ces deux dernières lignes, aucune valeur n'est donnée pour le taux de production par décroissance car les isotopes sont couplés par leur décroissance aussi la somme de leur décroissance est-elle dépourvue de sens.

5

Analyse de sûreté de l'espace critique

Sommaire

5.1 Classification des accidents **160**
5.2 Accident d'anomalies de réactivité **161**
5.2.1 Défaillances initiales 161
5.2.2 Déroulement du transitoire 166
5.2.3 Conséquences 169
5.3 Perte de la source froide du circuit combustible **169**
5.3.1 Défaillances initiales 170
5.3.2 Déroulement du transitoire 171
5.3.2.1 Cinétique point par zone 171
5.3.2.2 COUPLE 172
5.3.3 Conséquences 174
5.4 Perte de débit du circuit combustible **174**
5.4.1 Défaillances initiales 175
5.4.2 Déroulement du transitoire 175
5.4.3 Conséquences 178
5.5 Perte totale d'alimentation électrique **178**
5.6 Accident de sur-refroidissement du sel combustible **179**
5.6.1 Défaillances initiales 179
5.6.2 Déroulement du transitoire 179
5.6.3 Conséquences 179
5.7 Perte de sel combustible **180**
5.8 Conclusions **181**

Ce chapitre est consacré à l'analyse des accidents significatifs pouvant survenir dans l'espace critique du MSFR. La première étape a consisté en l'identification préliminaire des principales familles d'accidents d'intérêt, en se basant sur celles définies pour les accidents des réacteurs à combustible solide et sur les scénarios accidentels identifiés dans l'analyse systémique de risque spécifique au MSFR, présentée dans le chapitre 3. Pour chaque type d'accident, une analyse de ses causes et conséquences est ensuite présentée, basée sur une étude physique de son déroulement.

En ce qui concerne le sel combustible, d'autres types d'accident peuvent être initiés pendant un transitoire opérationnel, comme lors des transferts du sel combustible entre l'espace critique et le réservoir de vidange. Ces accidents devront être étudiés une fois les procédures associées mieux définies. Enfin, les études de sûreté autour du sel combustible devront inclure la description des accidents du réservoir de vidange, telle la perte du confinement ou la perte de refroidissement. Ceci requiert une meilleure connaissance du design de ce système, en cours de développement.

L'analyse de sûreté complète du fonctionnement du MSFR nécessitera à terme de mener de telles études pour tous les sous-systèmes (circuits fertile, intermédiaire et de conversion ; espace de stockage ; unités de retraitement).

5.1 Classification des accidents

Les accidents de l'espace critique peuvent être regroupés selon différents critères : les événements initiateurs, leur fréquence, leur gravité ou les défaillances initiales. Rappelons que les événements initiateurs correspondent à des phénomènes dangereux pouvant aboutir à des accidents (par exemple une perte de débit) et sont à la base des simulations de ces accidents. Les défaillances initiales sont les dysfonctionnements à l'origine de ces événements initiateurs (par exemple la rupture d'un arbre de pompe). Une classification par défaillances initiales est plus appropriée pour discuter des choix de design des composants. En effet, différents modes de défaillance d'un composant peuvent conduire à plusieurs types d'accidents. Une classification selon la fréquence et la gravité des événements initiateurs est plus adaptée pour discuter des résultats de l'analyse globale de tout un système, et pour identifier ses points faibles.

Nous avons choisi ici de présenter une classification par événements initiateurs, plus adéquate pour effectuer et analyser les calculs de transitoires associés. A partir des familles d'accidents de réacteurs à combustible solide, et des travaux d'analyse des transitoires d'un réacteur à sel fondu présentés dans [64], nous avons proposé les familles d'accidents décrites dans la table 5.1.

Pour chaque type d'accident, nous commençons par lister les défaillances initiales associées en quantifiant les paramètres retenus pour les simulations. Une description du déroulement de l'accident est ensuite proposée, suivie de l'identification des risques majeurs associés. Le niveau de détail de l'analyse est inégal selon le type d'accident concerné, certains nécessitant des outils de simulation plus complexes que ceux dont nous disposons actuellement. De plus, nous ne considérons ici que des défaillances en mode commun des circuits. Les conséquences qui font suite à la défaillance d'une seule pompe, par exemple, seront à étudier ultérieurement avec une outil de simulation en trois dimensions.

Tout d'abord, l'étude des anomalies de réactivité est présentée(section 5.2) car cet accident n'est pas initié par des phénomènes thermohydrauliques, ce qui le différencie de la plupart des autres accidents. De plus, le comportement du réacteur suite à une insertion de réactivité sert de base pédagogique pour la compréhension des autres accidents, décrits dans les sections 5.3 à 5.7.

Table 5.1: Accidents principaux de l'espace critique du MSFR listés par événements initiateurs

LOF - Loss Of Flow (perte de débit du circuit combustible)	Dans l'accident de perte de débit du circuit combustible sont regroupés tous les accidents non accompagnés d'une baisse ou d'un arrêt de circulation du fluide intermédiaire, et n'étant pas dus à une perte de combustible.
LOH - Loss Of Heat sink (perte de la source froide du circuit combustible)	Pendant l'accident de perte de la source froide, la circulation du sel combustible est maintenue, mais son refroidissement n'est plus assuré.
TLOP - Total Loss Of Power (perte totale d'alimentation électrique)	Dans le cas de la perte totale d'alimentation sur site, toutes les pompes du circuit combustible, intermédiaire et de conversion sont arrêtées avec une inertie associée, et tous les systèmes actifs nécessitant une alimentation électrique sont supposés défaillants ; l'alimentation électrique de sécurité présente sur le site est également considérée comme défaillante pour ce type d'accident.
TOP - Transient Over-Power ou OVC - OVer-Cooling (accident de sur-refroidissement du combustible)	L'accident de sur-refroidissement du combustible a pour effet d'augmenter la réactivité et ainsi la puissance produite car le coefficient de contre-réaction thermique du réacteur est négatif.
LOLF - Loss Of Liquid Fuel (perte du combustible liquide)	Dans l'accident de perte de combustible liquide, une fuite importante du sel hors du circuit combustible est considérée.
RAA - Reactivity Anomalies Accident (accident dû à des anomalies de réactivité)	Puisque le MSFR n'a qu'une très faible réserve de réactivité, les accidents concernant la réactivité traitent plutôt des anomalies de réactivité et non des accidents de réactivité de type éjection de barres (TOP). En effet, les variations de réactivité mises en jeu dans ce réacteur sont beaucoup plus faibles que dans un REP, comme détaillé en introduction de la section 5.2.

5.2 Accident d'anomalies de réactivité

Les sources possibles d'insertion de réactivité propres au MSFR sont différentes de celles des REP, d'une part car il s'agit d'un réacteur à spectre rapide, et d'autre part du fait de la forme liquide de son combustible. Ce dernier permet un ajustement en continu de la composition du sel combustible, aucune réserve de réactivité initiale n'est alors nécessaire pour compenser l'épuisement du combustible. Le spectre rapide quant à lui rend le réacteur quasi insensible aux captures parasites. Comme nous le montrons ci-après, la réserve totale de réactivité du MSFR est par conséquent faible. Cette étude se base en partie sur le travail réalisé lors du stage de Jean-Baptiste Droin, que j'ai co-encadré [65].

5.2.1 Défaillances initiales

La réactivité peut varier par exemple avec le volume de la géométrie du cœur, la densité du sel combustible, sa composition ou sa température. L'objectif de cette section est d'estimer cette variation de réactivité et le coefficient de contre-réaction correspondant en utilisant l'outil MCNP décrit dans la section 2.2.3. Nous avons ensuite pu étudier les effets d'une insertion anormale de réactivité positive ou négative sur la cinétique du réacteur. Les différentes sources de réactivité sont représentées sur la figure 5.1 via l'arbre de défaillances correspondant. Les défaillances initiales identifiées sont listées ci-dessous.

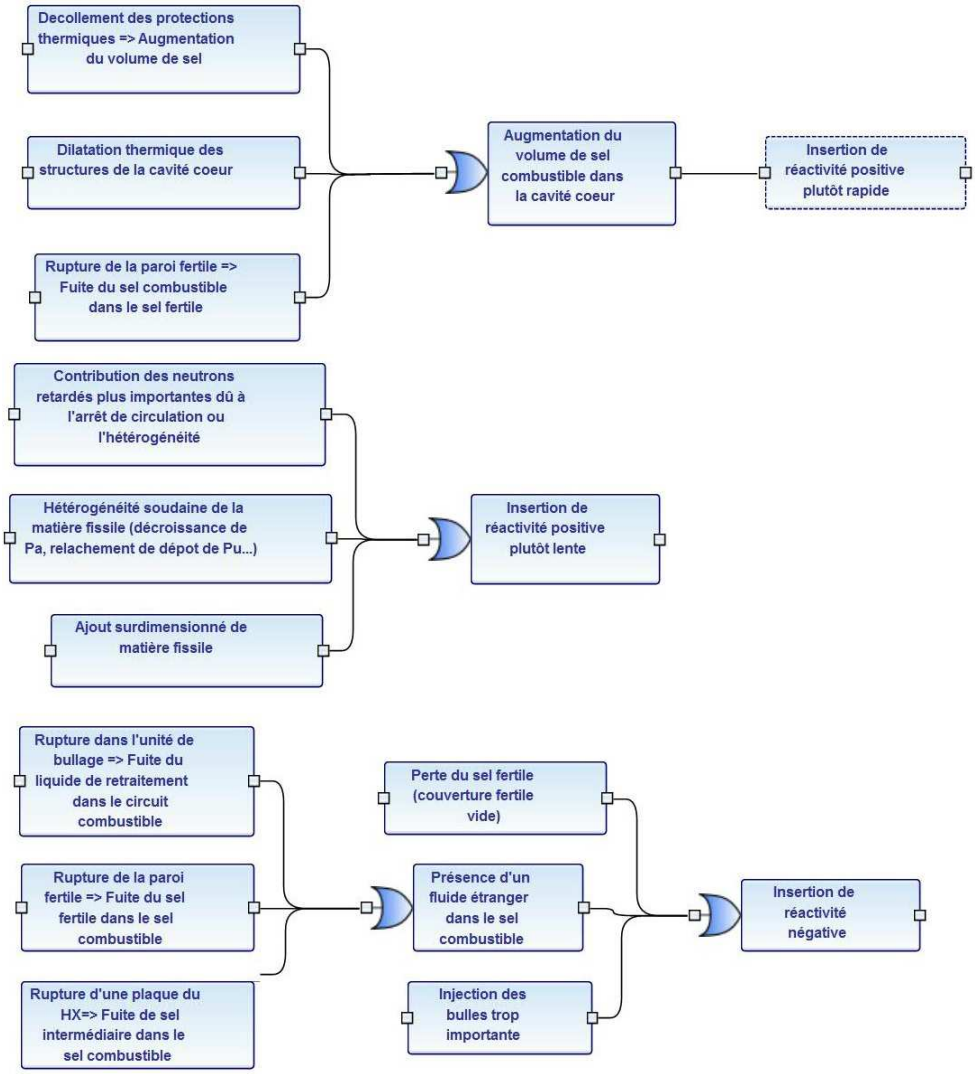

Figure 5.1: Arbre de défaillances menant à une insertion de réactivité positive ou négative

Insertion de réactivité positive

Variation du volume de la géométrie du cœur

Un changement de géométrie du cœur, initialement de forme ortho-cylindrique, peut mener à une augmentation du volume en cœur occupé par le sel combustible. En effet ce sel pourrait venir par exemple du réservoir de trop plein muni d'un niveau libre. Deux défaillances ont été identifiées : le décollement des protections thermiques et la rupture de la paroi axiale.

La variation de géométrie peut être envisagée suite à un décollement des protections thermiques, dont la mise en place est prévue sur l'ensemble des structures en contact avec le sel chaud dans le circuit combustible en fonctionnement normal, sauf au niveau des échangeurs de chaleur. Ces protections thermiques sont constituées d'un isolant d'une épaisseur de quelques centimètres. L'épaisseur exacte de cet isolant n'ayant pas encore été évaluée, nous avons considéré une couche majorante de 10 cm dans cette étude. Le volume occupé par la protection thermique en fonction de son épaisseur est présenté sur la figure 5.2. Nous n'avons considéré ici que les variations de

volume selon le rayon de la cavité cœur et non selon sa hauteur, les deux grandeurs étant identiques pour le cœur du MSFR. En cas de détachement de la protection thermique en sa totalité, le volume qu'elle occupe sera alors rempli par le sel combustible.

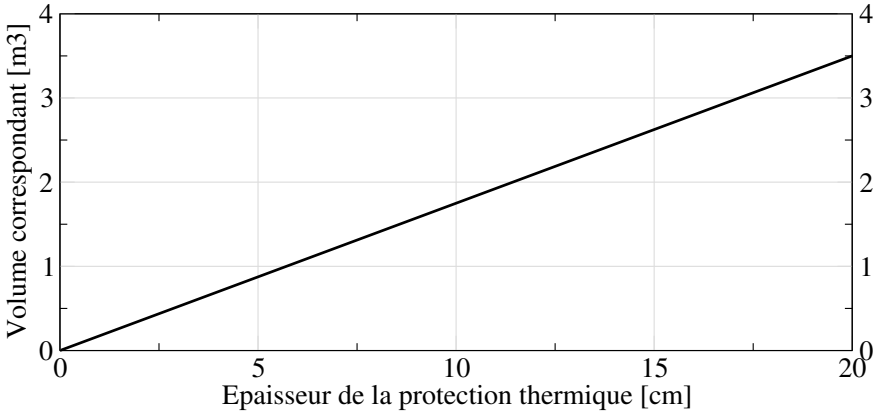

Figure 5.2: Volume autour du cœur neutronique occupé en fonctionnement normal par la protection thermique radiale en fonction de son épaisseur (évaluation d'après l'expression analytique de la géométrie)

La variation de la réactivité associée à l'augmentation du volume de sel a été évaluée grâce à plusieurs simulations avec le code MCNP, qui nous permet de calculer le coefficient de multiplication pour différentes configurations de décollement des protections thermiques. Cette variation a un comportement quasi linéaire, ce qui conduit à l'évaluation du coefficient de contre-réaction suivant :

$$\frac{dk}{dV} = 511 \text{ pcm/m}^3.$$

Un cas extrême serait le décollement total de la protection thermique, qui se déplacerait ensuite en totalité dans les boucles de recirculation. Cela correspond à une insertion de réactivité d'environ 900 pcm dans le cœur pour une protection thermique de 10 cm d'épaisseur. Cependant, le transport de la protection thermique dans le sel combustible n'est pas instantané et nécessite au minimum 1 seconde (pour le temps de circulation du sel combustible de 4 secondes). Une protection thermique plus réaliste de 2 cm conduit à une insertion de réactivité de seulement 200 pcm.

Une rupture de la paroi de la couverture fertile conduit également à une variation du volume du cœur. Dans ce cas, nous ne supposons pas le mélange des deux sels fertile et combustible, mais une situation extrême dans laquelle le sel combustible remplit la couverture fertile. En effet, un mélange des deux sels conduit à une baisse de réactivité, alors que la situation étudiée ici, même très improbable, correspond à une insertion de réactivité positive.

En supposant un remplissage de la couverture fertile par le bas, les simulations MCNP ont permis d'évaluer la variation de réactivité en fonction du niveau de remplissage de la couverture fertile, comme présenté sur la figure 5.3. Ainsi, un remplissage de 50% de la couverture fertile correspond à une insertion de réactivité de 800 pcm. Le temps caractéristique de cette insertion de réactivité peut être estimé à plus d'une dizaine de secondes. Notons ici, que la quantité de sel dans le circuit combustible et hors cœur est limitée à environ 9 m^3 dans les boucles de recirculation, tandis que le volume de la couverture fertile est de 7,3 m^3. Le remplissage de la couverture

fertile intégralement par le sel combustible est donc irréaliste.

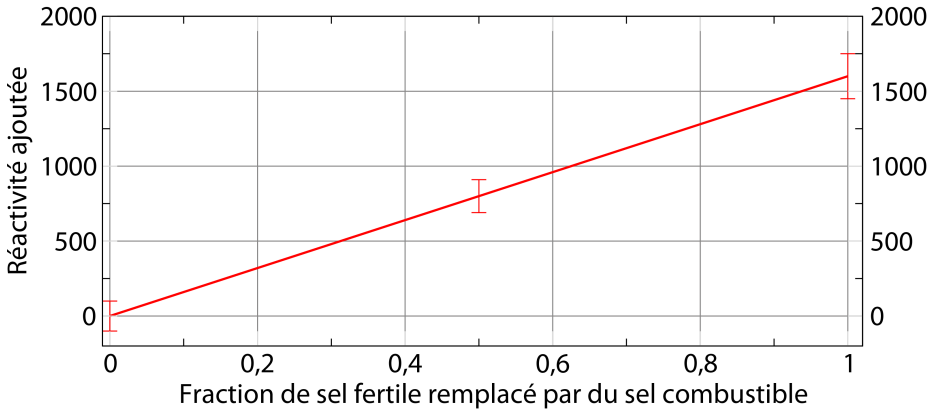

FIGURE 5.3: Variation de réactivité en fonction de la fraction de sel fertile remplacé par du sel combustible

Augmentation de la concentration de matière fissile en cœur

Une augmentation de la quantité de matière fissile dans le cœur du réacteur peut être due à un changement de composition du sel combustible. Plusieurs simulations ont permis de conclure à une augmentation linéaire de la réactivité en fonction de la quantité d'^{233}U introduite dans le cœur. Nous pouvons ainsi déterminer grâce aux calculs MCNP le coefficient de contre-réaction suivant :

$$\frac{dk}{dm} = 10,7 \text{ pcm/kg d'}^{233}\text{U}$$

Cinq défaillances initiales menant à une variation de la quantité de matière fissile ont été identifiées :

- une erreur lors du retraitement chimique du sel combustible,
- un dépôt de plutonium dû à une précipitation importante près d'une paroi trop froide et se détachant subitement,
- la décroissance du ^{233}Pa ($\tau_{1/2} = 27$ jours), générant de la matière fissile (^{233}U) qui compense la matière fissile disparue par fission lors du fonctionnement normal, mais qui conduit à une augmentation lente de la matière fissile en cœur après arrêt du réacteur,
- une disparition des bulles contenues dans le sel en fonctionnement normal,
- un bouchon de sel combustible solidifié, donc à basse température, entrant dans le cœur.

Le retraitement chimique associé au sel combustible est de 40l/jour, soit 164 kg traités quotidiennement. Un scénario d'erreur consiste en l'injection de la même quantité de sel, mais contenant uniquement de la matière fissile (^{233}U) au lieu d'autres noyaux lourds (thorium et autres actinides). Ce scénario est irréaliste mais est pris ici comme cas extrême pour rester conservatif.

Pour ce scénario d'erreur, l'ajout journalier de 164 kg de sel combustible (LiF-77,5%mol et UF_4-22,5%), contiendrait alors 99 kg d'^{233}U, ce qui conduit à une insertion de réactivité d'environ 1060 pcm. L'ajout journalier ne se fait pas d'un coup, le sel retraité devant être mélangé

au sel du circuit combustible avec des temps caractéristiques pouvant aller de quelques minutes jusqu'à quelques heures.

La quantité totale de plutonium présente dans la composition d'équilibre (voir la table 2.13) est de 305 kg. L'^{233}U étant un meilleur combustible que le plutonium, nous pouvons supposer de façon conservative qu'au premier ordre l'effet sur la réactivité suite à l'ajout du plutonium est similaire à celui de l'^{233}U. Un dépôt très important accumulant par exemple 10% de la quantité totale du plutonium contenue dans le sel combustible correspond alors à une insertion de 330 pcm. Le cas du MSFR démarré aux transuraniens, de composition identique à l'équilibre mais dont le contenu initial en plutonium sera nettement plus élevé, devra être étudié séparément.

La quantité de ^{233}Pa présente dans le sel combustible à l'équilibre est de 465 moles (ou 109 kg). Cette même valeur correspond alors à la quantité d'^{233}U pouvant provenir de sa décroissance, conduisant à une marge totale de réactivité d'environ 1170 pcm associée à un temps caractéristique de quelques mois. Cette production de l'^{233}U correspond à 30 pcm par jour environ. Il est important de remarquer que la disparition du ^{233}Pa, conduit également à des captures de neutrons moins importantes, et amplifie alors l'effet sur la réactivité due à sa décroissance. Dans le document [14], cet effet a été étudié pour une configuration du réacteur similaire au MSFR, avec pour résultat que les deux effets dus à la décroissance du ^{233}Pa sont comparables. Le risque associé à une insertion de réactivité due à la décroissance du ^{233}Pa peut alors être estimé tout à fait négligeable dans le MSFR. Néanmoins, la réserve de réactivité totale du ^{233}Pa est non négligeable et est à prendre en compte pour tout arrêt du réacteur à plus long terme (t $>$ plusieurs jours).

Il est actuellement envisagé d'avoir un pourcentage volumique de bulles dans le sel combustible de 0,1%. Avec l'hypothèse d'une distribution homogène de ces bulles dans le cœur, la présence de bulles peut être assimilée en première approximation à une variation homogène de densité. Notons que des études intéressantes de l'effet de variations locales de densité sur le coefficient de multiplication global ont été réalisées par Sandra Dulla [66]. Cette étude a montré que l'approximation de variation homogène de densité est valable seulement au premier ordre. Avec cette hypothèse, et en se basant sur l'évaluation du coefficient de contre-réactions de densité présentée dans la section 2.3.3, et en considérant les propriétés thermodynamiques de la table 2.1, nous pouvons calculer :

$$\begin{aligned} dk_{Bulles} &= \tfrac{dk}{dT}_{Dilatation} \cdot Densité \cdot 0,1\%/\alpha_{Dilatation} \\ &= -3 \text{ pcm/K} \cdot 4,129 \text{ g/cm}^3 \cdot 0,1\%/8,82 \cdot 10^{-4} \text{ g/cm}^3/\text{K} \\ &= \text{- } 14 \text{ pcm} \end{aligned}$$

Ainsi, la perte de bullage est équivalente à une insertion de réactivité positive de 14 pcm. Si un bullage plus important est envisagé, la réactivité correspondante sera alors à re-évaluer. Pour une proportion volumique de 0,1%, le risque neutronique associé est négligeable.

Enfin, l'entrée en cœur d'un bouchon de sel combustible solidifié est similaire à l'accident de sur-refroidissement du combustible. N'ayant pas à disposition d'outils plus sophistiqués pouvant prendre en compte le changement de phase, ces deux accidents sont étudiés conjointement dans la section 5.6.

Précurseurs de neutrons retardés

Comme présentée précédemment en section 2.3.1, la fraction des neutrons retardés utile β_{utile} à la réaction en chaîne dépend de la circulation du sel combustible. Lorsque celle-ci varie,

β_{utile} varie également. Ainsi, une modification du débit engendre une insertion de réactivité positive ou négative. Avec le modèle cinétique point amélioré nous avons obtenu $\frac{\beta_{utile}}{\beta} = 0{,}529$. Pour la composition de démarrage à l'^{233}U, nous avons évalué :

$$\beta_{utile} = 175 \text{ pcm}, \qquad \text{et par conséquent} \qquad \Delta\rho_{Retardés} = \beta - \beta_{utile} = 155 \text{ pcm}.$$

Puisque le facteur $\frac{\beta_{utile}}{\beta} \gtrsim 0{,}5$, l'insertion de réactivité positive ne dépassera pas la valeur de β_{utile}. Le temps caractéristique d'une telle insertion est directement corrélé à la circulation du sel et à la durée de vie des précurseurs, donc de quelques secondes à quelques dizaines de secondes.

Insertion de réactivité négative

Comme détaillé dans l'annexe E.1, une insertion de réactivité négative présente un risque moindre que l'insertion d'une réactivité positive. Néanmoins, nous allons mentionner ici quelques défaillances initiales identifiées de réactivité négative.

Les fonctions ayant une influence sur la réactivité peuvent à priori correspondre à une insertion de réactivité positive comme négative. Ainsi, une absence/retard de retraitement ou une proportion de matière fissile ajoutée en quantité plus faible que nécessaire conduisent à une diminution de réactivité.

Dans cette étude, nous avons supposé que le fluide de retraitement des gaz est du plomb. Celui-ci, se trouvant au dessus du circuit combustible, peut couler et s'ajouter au sel combustible. Dans un telle situation un risque serait d'occulter avec le plomb les entrées du sel combustible et limiter ainsi sa circulation. Nous nous concentrons ici sur les effets neutroniques d'une telle situation. Des calculs MCNP montrent que 2 m^3 de plomb étalé au fond du cœur du réacteur, réduisant ainsi son volume, correspondent à une insertion de réactivité de $\rho \approx$ -564 pcm.

De même, le réflecteur radial, composé de la couverture fertile, réduit les fuites des neutrons et l'absence du sel fertile dans la couverture fertile est équivalente à une insertion de réactivité de $\rho \approx$ -354 pcm.

5.2.2 Déroulement du transitoire

Les principales sources de réactivité étant identifiées, nous pouvons étudier le déroulement de ces transitoires d'insertion de réactivité. Une réactivité positive de 500 pcm insérée linéairement en un temps variant de 1 s à 100 s semble bien couvrir les différentes situations décrites précédemment. Nous avons évalué ces transitoires en utilisant tout d'abord le modèle cinétique point, tel que présenté en section 2.4.2.

La figure 5.4 montre l'insertion instantanée de 500 pcm évaluée avec le modèle cinétique point, qui ne correspond à aucune défaillance initiale réelle mais qui est étudiée pour illustrer un cas majoré de comportement neutronique du réacteur. Comme la fraction de neutrons retardés est évaluée à $\beta_{utile} = 175$ pcm, le réacteur est en régime critique prompt suite à une insertion de réactivité instantanée de $\rho > \beta_{utile}$. La puissance du réacteur augmente d'un facteur 2000 en quelques ms, puis redescend vers la valeur nominale aussi rapidement.

Le pic de puissance se traduit par une augmentation de température du sel de 30 K au dessus de sa valeur finale (1100 K), identique pour tous les transitoires étudiés ici. En effet, avec un coefficient de contre-réactions thermique de -5 pcm/K, le réacteur se stabilise et reste critique à une valeur de température plus élevée de :

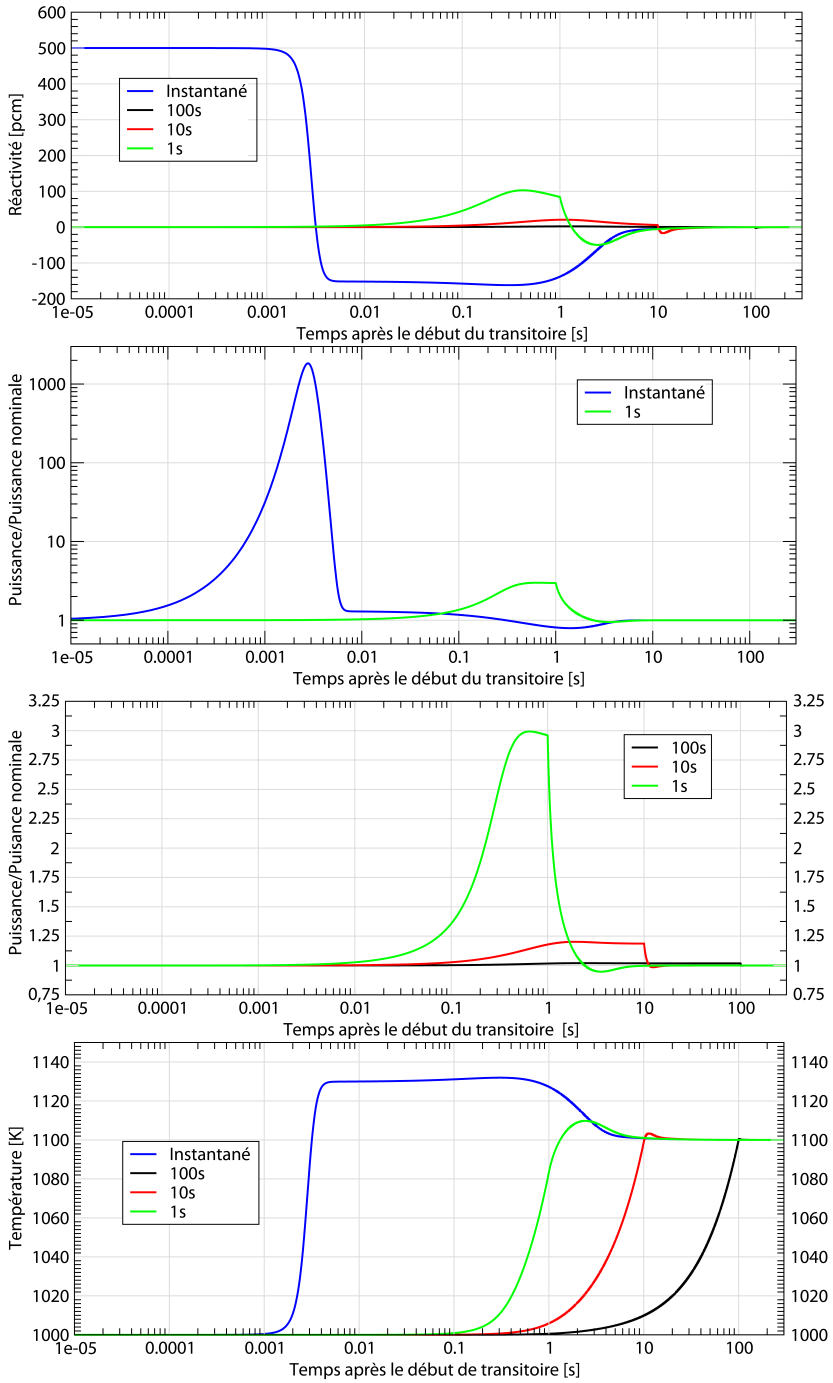

FIGURE 5.4: Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point pour une insertion de réactivité de 500 pcm instantanée (en bleu), en 1 s (en vert), 10 s (en rouge) et 100 s (en noir)

$$T_{Final} = T_0 + \frac{\rho}{|dk/dT|} = 1000 \text{ K} + \frac{500 \text{ pcm}}{5 \text{ pcm/K}} = 1100 \text{ K}$$

Le temps d'insertion de la réactivité est très important car ce temps "pilote" aussi l'augmentation de température ($T_0 \rightarrow T_{final}$). Pour une insertion de réactivité en 1 seconde, la température augmente de 120 K en quelques secondes. Ce pic de température est beaucoup plus

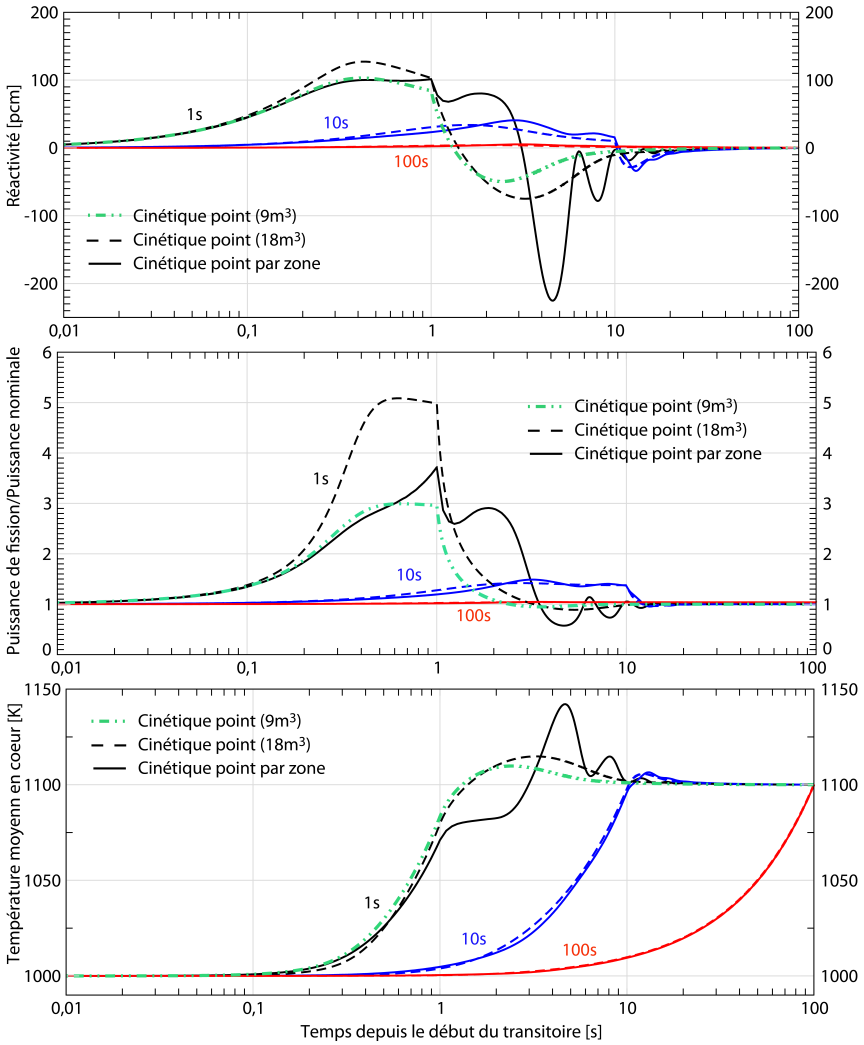

FIGURE 5.5: Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point par zone comparé au modèle cinétique point (volume d'inertie thermique de 18 m^3), pour une insertion de réactivité de 500 pcm en 1 s (en noir), 10 s (en bleu) et 100 s (en rouge) ; l'insertion de réactivité en 1 s est également présentée avec le modèle cinétique point pour un volume d'inertie thermique équivalent à 9 m^3

lent comparé au pic de puissance, mais peut induire à des risques associés à une expansion thermique rapide.

Les mêmes transitoires d'insertion de réactivité linéaire en 1 s à 100 s ont également été évalués avec le modèle de cinétique point par zone, comme présentés sur la figure 5.5. Pour une insertion rapide en 1 seconde, l'influence du modèle utilisé a un impact important. Comme mentionné précédemment le modèle cinétique point peut reproduire le comportement du réacteur à des temps supérieurs et inférieurs au temps de circulation du sel, mais n'est pas représentatif pour des temps de l'ordre de 4 secondes. Ainsi, nous pouvons observer des écarts importants pour le transitoire d'insertion de réactivité en 1 seconde. Le pic initial ($t < 1$ s) de puissance est atténué avec le modèle de la cinétique point par zone, du fait de la prise en compte de la seule inertie thermique du sel combustible se trouvant en cœur. Cela est bien visible en comparant au calcul par le modèle cinétique point du transitoire avec une inertie thermique correspondant à 9

m^3 de sel combustible (en vert sur le graphique de la figure 5.5).

Comme déjà explicité au chapitre 2, un tel phénomène très rapide impacte en effet uniquement le sel présent en cœur aux temps courts, pour ensuite influer sur le volume entier de sel combustible en circulation. Entre 1 et 10 secondes après le début du transitoire, les transitoires évalués avec le modèle de cinétique point par zone présentent des oscillations dues à la circulation du sel combustible hors cœur, où il est refroidi.

La comparaison avec le modèle cinétique point par zone montre que, pour des insertions de réactivité relativement lentes, les deux modèles sont en bon accord. Pour des insertions de réactivité d'une durée de l'ordre de quelques secondes, le comportement du réacteur est similaire, cependant le pic de puissance est atténué, alors que le pic de température est plus important et est décalé de quelques secondes, du fait de la circulation du sel combustible.

5.2.3 Conséquences

Plusieurs effets pouvant potentiellement causer des dommages aux structures du réacteur sont à envisager ici :

- pic de puissance,
- pic de température,
- stabilisation du réacteur à une température trop élevée.

Au vu des défaillances initiales d'insertion de réactivité positive retenues, le pic de puissance peut être exclu de l'analyse, toutes les sources de réactivités ayant des temps caractéristiques relativement importants $t \gtrsim 1$ s, avec une marge de réactivité faible $\rho \lesssim 500$ pcm.

Ces transitoires montrent que, pour une insertion de réactivité positive importante et ce indépendamment du temps d'insertion, la température du sel augmente et se stabilise, si la réactivité en cœur ne diminue pas ultérieurement. Le réacteur est stable, mais de telles situations peuvent endommager, à terme, les matériaux de structure en contact avec le sel combustible. Par conséquent, les sources d'insertion de réactivité positive importante, comme le retraitement de sel, doivent être contrôlées et surveillées.

Le risque du pic thermique doit être considéré dans le dimensionnement des tuyauteries menant au niveau libre. D'autres types d'accidents, comme la perte de la source froide, mettront également des contraintes sur les critères de dimensionnement de ces tuyauteries.

Une insertion de réactivité négative conduit à une baisse de puissance et par conséquent de température (détaillée dans l'annexe E), qui peut alors mener à un risque de solidification du sel combustible. Une insertion de réactivité négative de l'ordre de 1000 pcm peut ainsi conduire à une baisse de température en dessous du point de fusion.

5.3 Perte de la source froide du circuit combustible

Le couplage fort entre la thermohydraulique et la neutronique, grâce au coefficient de contre-réactions thermiques, nous amène à considérer tous les transitoires affectant la circulation et la température du sel combustible. En d'autres mots, les pompes et les échangeurs de chaleurs ont un rôle crucial à jouer dans l'étude des transitoires accidentels, ce que nous avons mis en évidence sur les modèles Xrisk du système.

Nous présentons ici l'étude des accidents de type perte de refroidissement ou Loss of Heat Sink. La figure 5.6 montre l'arbre de défaillances menant au phénomène dangereux, ici la perte de refroidissement.

5.3.1 Défaillances initiales

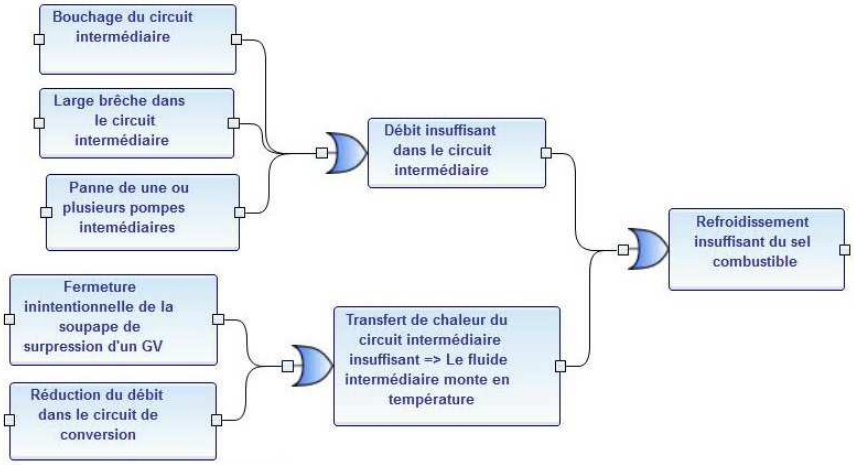

Figure 5.6: Arbre de défaillances menant à la perte de refroidissement du sel combustible

D'après la figure 5.6, nous pouvons citer, parmi les défaillances initiales, l'arrêt des pompes du circuit intermédiaire, le bouchage du circuit intermédiaire, la perte de la source froide du circuit intermédiaire ou une brèche du circuit intermédiaire.

Pour la défaillance initiale d'arrêt des pompes du circuit intermédiaire, des systèmes d'inertie sont mis en place afin d'augmenter le temps caractéristique de l'arrêt des pompes et donc de perte de la source froide. Dans ce cas, la puissance extraite dans l'échangeur de chaleur ne va pas s'annuler immédiatement, et ce tant que le fluide intermédiaire n'est pas à la température du sel combustible. De plus, le circuit intermédiaire sera conçu pour qu'une convection naturelle puisse se mettre en place, ce qui permettra le refroidissement du sel combustible et son maintien à une température dépendant du design du circuit intermédiaire.

Les événements menant au bouchage du circuit intermédiaire n'ont pas été étudiés plus en détails, par manque d'informations disponibles sur le design de ce circuit. Néanmoins, nous pouvons citer quelques types de défaillances initiales possibles :

- un déplacement d'éléments qui peuvent boucher le circuit,
- une solidification du fluide intermédiaire,
- une fermeture intempestive d'une vanne d'isolation,
- une accumulation des produits de corrosion,
- une compression des tuyaux empêchant le fluide de circuler.

Nous pouvons supposer de façon pessimiste que la source froide du circuit intermédiaire peut être perdue rapidement, en quelques secondes. Cependant, le volume du fluide intermédiaire (supposé être de l'ordre de 20 - 80 m^3) et le maintien de sa circulation permettent d'avoir une inertie importante, estimée à plus de 100 secondes, pour le système du circuit combustible.

Finalement, la défaillance initiale de type brèche dans le circuit intermédiaire semble être la plus rapide. Une brèche dans la partie entrante de l'échangeur de chaleur peut en effet potentiellement conduire à une perte de la source froide du circuit combustible dans un intervalle de l'ordre de quelques secondes. Nous avons donc évalué de tels transitoires avec une inertie variant de 1 s (type brèche) à 60 s.

5.3.2 Déroulement du transitoire

Afin de discuter le déroulement du transitoire de perte de la source froide, nous présentons deux études basées sur les outils introduits dans les sections 2.4.3 et 2.4.4.

5.3.2.1 Cinétique point par zone

La figure 5.7 montre trois transitoires de perte de la source froide avec des temps d'inertie différents : 1 s, 30 s et 60 s. Dans le modèle de cinétique point par zone, la chaleur extraite dans les cellules correspondant à l'échangeur de chaleur diminue exponentiellement de sa valeur nominale jusqu'à zéro.

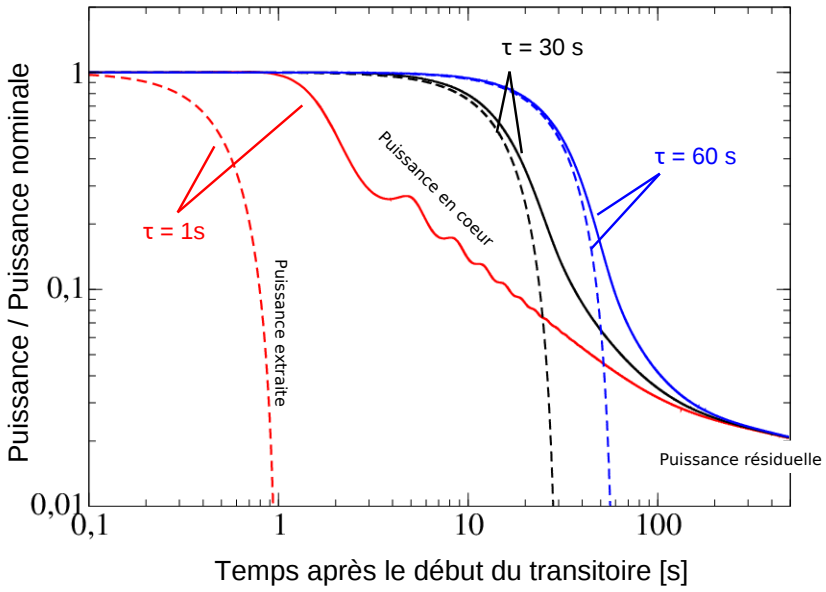

Figure 5.7: Transitoires évalués avec le modèle cinétique point par zone pour une perte de la source froide en 1 s, 30 s et 60 s : puissance extraite (courbes pointillées) et la puissance générée par le sel combustible avec les fissions et puissance résiduelle (courbes pleines)

Pour le transitoire de perte de la source de froide en une seconde, la puissance dans le cœur montre des oscillations, qui sont dues aux précurseurs de neutrons retardés qui sortent et rentrent dans le cœur du fait de la circulation du sel combustible, ainsi qu'aux variations de température du sel associées à sa circulation. Comme le temps de circulation du sel de 4 secondes est plus important que le temps de perte de la source froide, celle-ci agit seulement sur une partie de sel. Pour des transitoires plus lents, la circulation du sel combustible est suffisamment rapide pour dissimuler ces oscillations. Un autre avantage des transitoires lents est que la puissance de fission suit la puissance extraite. Cet effet est également visible lors du pilotage du réacteur (cf. section 2.4.5).

Pour ces transitoires, la puissance en cœur est supérieure à la puissance extraite, ce qui conduit à une augmentation de la température du sel combustible. Son évolution est alors présentée sur la figure 5.8. Nous pouvons observer que, pour le transitoire rapide en 1 s, la température du sel combustible augmente rapidement. Cette augmentation est due aux neutrons

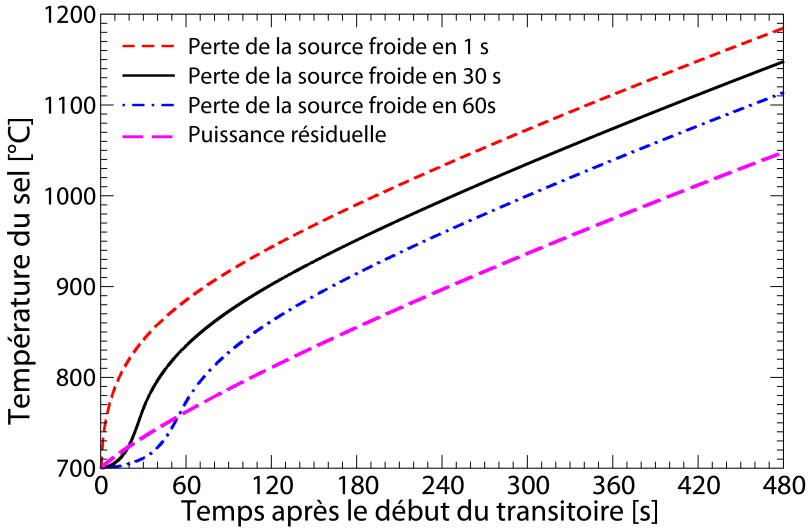

FIGURE 5.8: Température du sel combustible en considérant seulement la puissance résiduelle (en rose), évaluée avec le modèle cinétique point par zone pour une perte de la source froide en 1 s (en rouge), 30 s (en noire) et 60 s (en bleu)

retardés, en d'autres termes à la puissance de fission non extraite. Une dizaine de secondes après le début du transitoire, la température continue à augmenter mais avec une pente plus faible, due à la chaleur résiduelle. Cette hausse est également représentée (courbe en rose) sur la figure 5.8.

5.3.2.2 COUPLE

Nous avons également calculé ce type d'accident avec le code COUPLE, décrit dans la section 2.4.4. Les approximations et les modèles utilisés dans chaque outil n'étant pas identiques, les résultats présentent de légères différences mais mènent aux mêmes conclusions.

La baisse de la chaleur extraite et la puissance des fissions évaluée avec le code COUPLE sont représentées sur la figure 5.9. La puissance extraite décroît par palier selon l'équation $P_{ext} = P_0 exp(-t/\tau)$. Le temps caractéristique de la perte de la source froide est alors étudiée pour des valeurs de τ différents.

Nous pouvons remarquer qu'une perte en 0,1 s a quasiment le même comportement qu'en 1 s. La baisse de la puissance de fission associée est alors un cas limitant : la puissance de fission ne peut pas diminuer plus rapidement. Dans le cas du MSFR, ce temps est principalement dû à la circulation du sel combustible de l'échangeur jusqu'au cœur et à la décroissance des précurseurs des neutrons retardés. Nous pouvons également observer que, pour les transitoires en 0,1 s, 1 s, et 10 s, la puissance de fission tend vers la même asymptote après 100 s. Cette puissance de fission restante est due aux neutrons retardés émis par les précurseurs des neutrons retardés des groupes 1 et 2 (longue durée de vie, cf. 2.3) circulant avec le sel combustible. Sa valeur est donc indépendante de l'inertie du transitoire.

La perte de la source froide avec un temps caractéristique τ de 100 secondes se rapproche des transitoires de pilotage, présentés dans la section 2.4.5, avec une variation suffisamment lente de la puissance extraite. Cela permet un bon suivi de celle-ci par la puissance de fission.

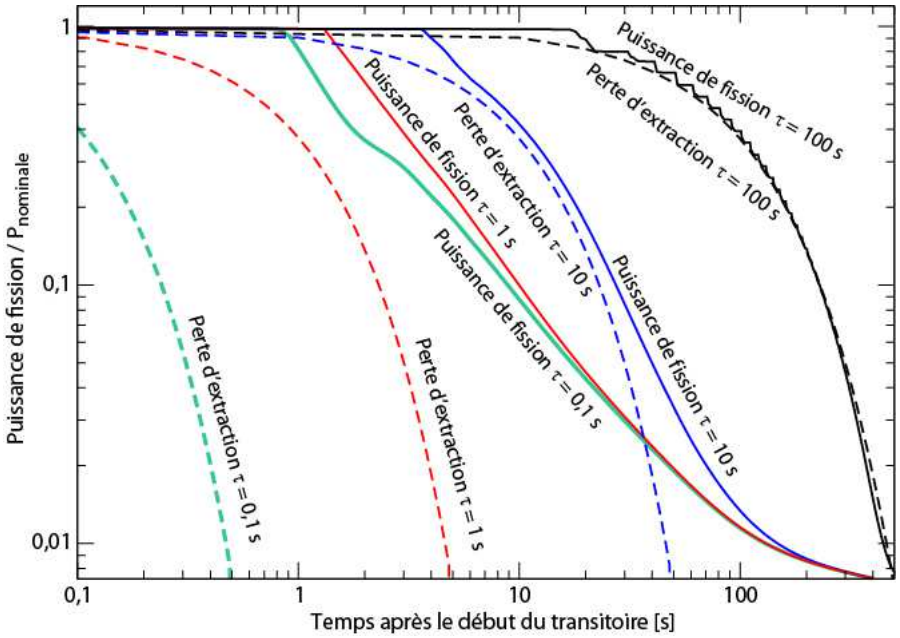

Figure 5.9: Puissance extraite (en traits pointillés) et puissance de fissions (en trait plein) correspondante pour un transitoire de perte de la source froide par palier suivant une exponentielle de temps caractéristique 0,1 s (en vert), 1 s (en rouge), 10 s (en bleu) et 100 s (en noir)

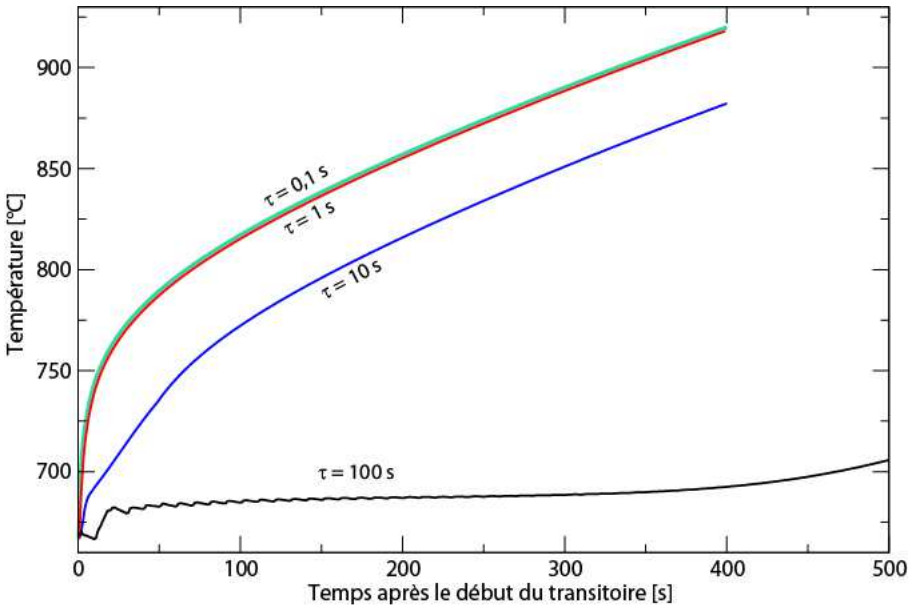

Figure 5.10: Température moyenne du sel combustible en cœur suite à un transitoire de perte de la source froide par palier et exponentiellement en 0,1 s (en vert), 1 s (en rouge), 10 s (en bleu) et 100 s (en noir)

5.3.3 Conséquences

Rappelons que nous faisons l'hypothèse d'une puissance extraite nulle, ce qui est une hypothèse forte et conservative. La conduction thermique à travers les matériaux de structure et la possible mise en place de la convection naturelle sont ainsi oubliées. Cette étude représente alors un cas extrême se rapprochant d'un cas enveloppe, nous permettant de tirer quelques conclusions. Tout d'abord l'importance de l'inertie de la perte de la source froide est soulignée. Une inertie plus importante permet d'éviter une hausse rapide de la température du sel due aux neutrons retardés, et de limiter l'augmentation de température du sel à plus long terme (quelques minutes).

En cas de perte de refroidissement du sel combustible, celui-ci doit être vidangé. Cette étude nous donne un ordre de grandeur du temps imparti pour déclencher l'ouverture des bouchons ou vannes et faire couler le sel par gravité vers le réservoir de vidange. Pour ce type d'accident, le sel combustible doit être vidangé en une dizaine de minutes environ. Sans refroidissement ni inertie du système de pompes, la température moyenne du sel combustible atteint alors des valeurs proches de 1200 °C. Même si les matériaux de structure ne seront pas à la même température car le sel est un mauvais conducteur thermique, la vidange doit se faire très rapidement pour les protéger.

Parmi les défaillances initiales discutées précédemment, la perte du fluide intermédiaire peut potentiellement mener à la perte de la source froide du sel combustible avec une inertie très courte, de l'ordre de quelques secondes. La probabilité associée à un tel événement devra être rendue négligeable par conception. Les autres défaillances initiales, tel l'arrêt des pompes du circuit intermédiaire avec des systèmes d'inertie, le bouchage du circuit intermédiaire, ou la perte de la source froide du circuit intermédiaire, peuvent être associées à des transitoires plus lents, permettant de disposer de suffisamment de temps pour activer des systèmes de protection (vidange ou autres systèmes associés au circuit intermédiaire).

Cette étude permet également d'identifier les besoins au niveau des outils de simulations, de la définition exacte des composants et des manques de connaissance. Pour ce type d'accident, il est ainsi intéressant d'avoir des outils tenant compte de la thermique des matériaux entourant le cœur du réacteur. Il serait alors possible de réaliser une étude plus complète afin de connaître la température réelle des parois et d'étudier l'effet des protections thermiques envisagées pour protéger les matériaux de structure. Le dimensionnement de l'échangeur et du circuit intermédiaire a également une influence importante sur le déroulement de ce type d'accident. En effet, selon le design du circuit intermédiaire et de l'échangeur de chaleur, ceux-là peuvent permettre une circulation du fluide intermédiaire par convection naturelle, qui permettra alors d'évacuer la chaleur résiduelle. Enfin, la suite de l'accident, c'est-à-dire le déroulement de la vidange à chaud du sel combustible, doit également être étudiée.

5.4 Perte de débit du circuit combustible

Pour l'accident de perte de débit du circuit combustible, la circulation du fluide intermédiaire est supposée maintenue. L'arrêt des pompes du circuit combustible simultanément à celles du circuit intermédiaire est étudié dans l'accident de type "perte totale d'alimentation électrique" (voir la section 5.5). La perte de circulation du sel combustible conduit également à la perte de refroidissement de celui-ci, mais l'accident ne se produit pas exactement de la même façon. Comme nous l'avons précisé auparavant, les neutrons retardés peuvent contribuer à une

insertion de réactivité en cas de perte du débit. Notons que, même si la perte du sel combustible conduit notamment à une perte de débit, cet accident est traité dans la section 5.7.

5.4.1 Défaillances initiales

Dans ce type d'accident, nous pouvons identifier deux défaillances initiales : un arrêt de pompes ou un bouchage du circuit combustible.

Pour le premier cas, nous considérons ici un arrêt de pompes dû à un mode commun de défaillance, même si l'information disponible actuellement sur le design ne permet pas d'identifier précisément les dysfonctionnements impliqués. Le délai nécessaire à l'arrêt complet des pompes est prolongé grâce à des systèmes d'inertie associés, qui, dans certains cas, sont également considérés défaillants.

Le bouchage du circuit combustible peut être dû à :

- une introduction d'éléments externes,
- une perte des protections thermiques,
- une solidification du sel combustible (T_{fusion} = 565°C), avec un risque particulier dans l'échangeur de chaleur,
- une compression des tuyaux empêchant le fluide de circuler,
- un dépôt important dû à la précipitation de certains éléments (produits de fission, de corrosion ou actinides).

Un bouchage total semble plutôt improbable, cependant une réduction importante du débit serait à priori envisageable suite à ces défaillances initiales identifiées.

5.4.2 Déroulement du transitoire

Ces différentes défaillances initiales nous ont amené à réaliser une étude avec le code COUPLE d'une perte et d'une réduction de débit, et ce avec des temps caractéristiques différents. Le modèle utilisé dans COUPLE nous permet de modéliser l'échangeur de chaleur en imposant une température au sel se trouvant dans la cellule associée.

Les transitoires associés à une perte exponentielle (par palier) du débit nominal jusqu'à un débit nul sont présentés sur la figure 5.11. Cette perte est évaluée selon la fonction $exp(-t/\tau)$, avec τ = 1 s, 10 s et 30 s. Du fait de la réduction de débit, la température augmente et grâce aux contre-réactions, la puissance de fission baisse, comme illustré sur la figure 5.11.

Pour les transitoires de perte de débit, nous pouvons remarquer que, même si les pompes sont arrêtées, la vitesse moyenne en cœur ne s'annule pas. En effet, une convection naturelle pouvant être modélisée dans COUPLE, elle se met en place dans le circuit combustible pour ces transitoires.

La distribution de température associée aux différents états de ce transitoire est détaillée sur la figure 5.12. 100 secondes après le début du transitoire, la puissance de fission ne s'annule pas, comme nous pouvons également l'observer via l'échauffement important du sel combustible entre le bas et le haut du cœur. L'état final (400 secondes après le début du transitoire) est associé à une distribution homogène de température en cœur. La puissance de fission est nulle, la température est homogène entre le haut et le bas du cœur. La température moyenne du sel en cœur est cependant élevée, la chaleur résiduelle réchauffant le sel combustible de façon

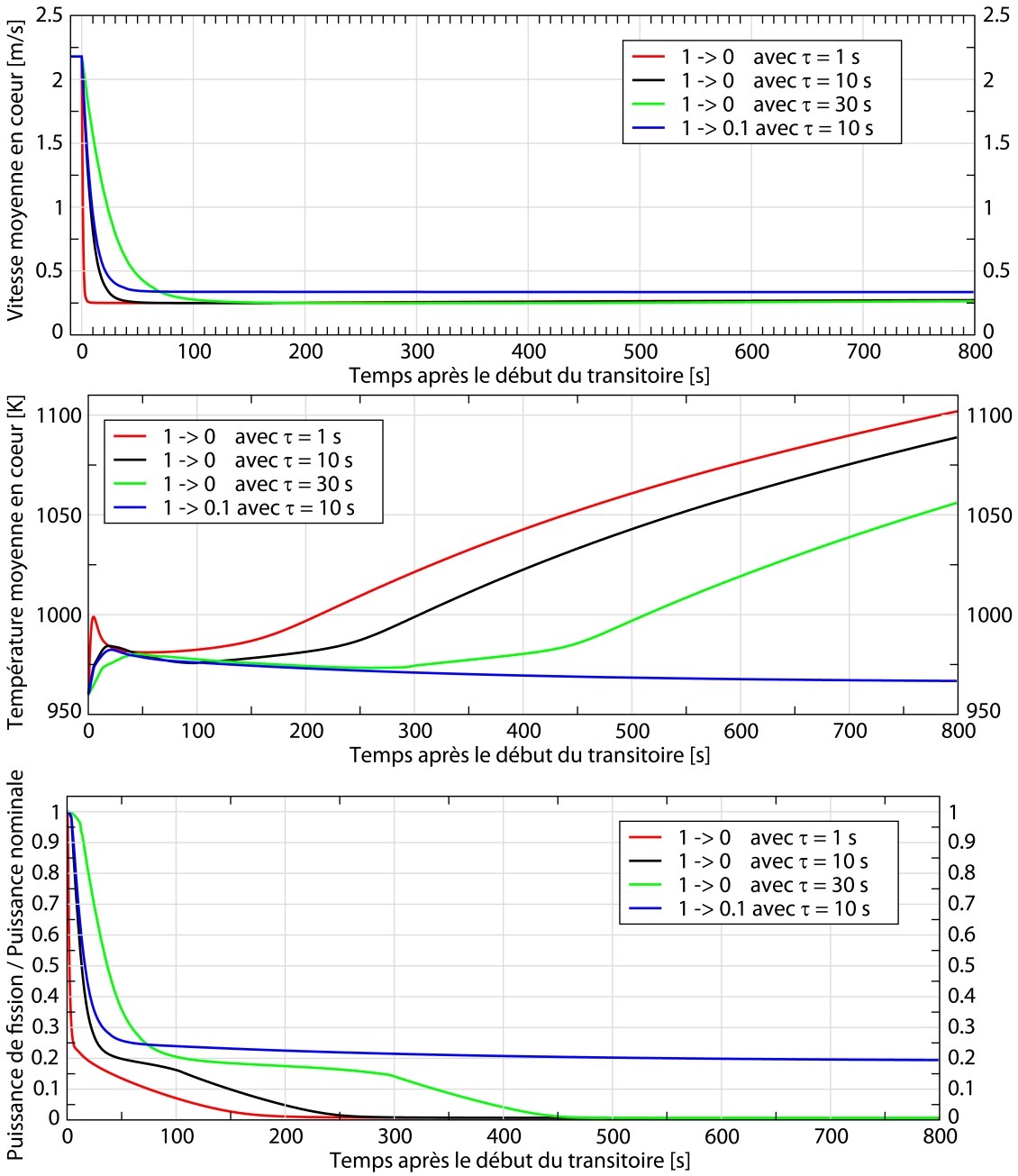

Figure 5.11: Transitoires de baisse du débit de 100% → 0% avec τ = 1 s, 10 s et 30 s, et de 100% → 10% avec τ = 10 s : vitesse et température moyennes en cœur et puissance de fission normalisée en fonction du temps après le début du transitoire

uniforme. Les modèles d'échangeur et de pompe utilisés dans COUPLE à ce stade de calcul ne permettent cependant pas d'obtenir des résultats représentatifs de la convection naturelle réelle dans le circuit combustible.

La figure 5.11 comprend également un transitoire associé à une réduction de débit de la valeur nominale jusqu'à 10%, avec un temps caractéristique τ = 10 s. Nous pouvons observer que la puissance de fission en cœur ne s'annule pas et reste à une valeur de l'ordre de 17% de sa

valeur nominale. Une réduction de débit correspond également à une insertion de réactivité, due aux précurseurs des neutrons retardés. La valeur finale de température n'est donc pas identique à la valeur initiale. Le pic de température dû à cette perte rapide de débit est d'environ 15 K.

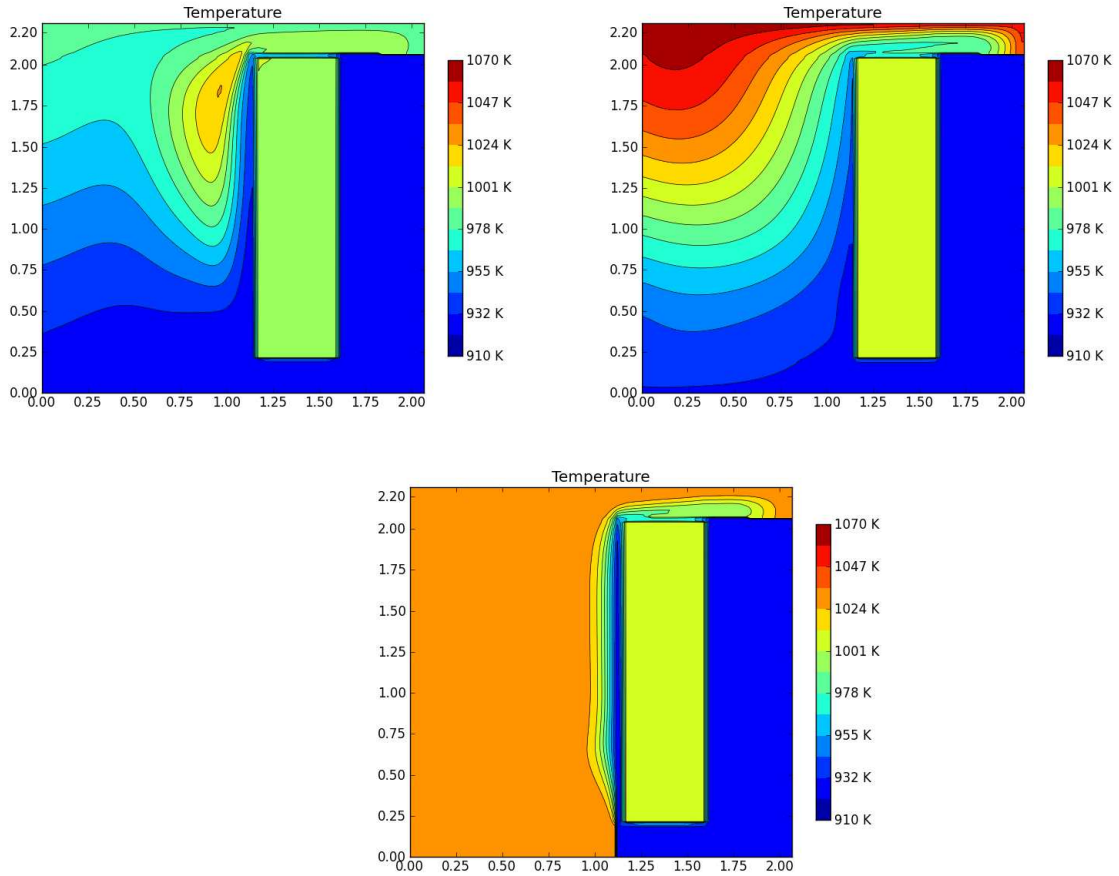

Figure 5.12: Distribution de température dans le circuit combustible, représentée sur une moitié du cœur et des boucles de recirculation, pour le transitoire de perte de débit dans le circuit combustible de 1 $\rightarrow$ 0 exponentiellement avec un temps caractéristique τ de 10 s : initiale (en haut à gauche), 100 secondes (en haut à droite) et 400 secondes (en bas) après le début du transitoire ; état initial identique pour tous les transitoires utilisant le modèle d'échangeur de chaleur avec une température fixe

Pour l'arrêt des pompes en 1 s, l'augmentation de température est plus importante ($\Delta T \approx 40K$ en 5 secondes) que pour les transitoires plus lents ($\Delta T \approx 10 - 20K$). Quelques centaines de secondes après le début du transitoire, la température moyenne du sel combustible augmente à nouveau. A partir de ce moment, la puissance de fission est nulle et cette dernière augmentation n'est due qu'à la chaleur résiduelle, qui ne peut pas être entièrement extraite par convection naturelle dans cette simulation.

5.4.3 Conséquences

L'étude de cet accident basée sur le code COUPLE permet d'identifier les risques suivants :

- un pic de température relativement lent (10 s) d'une amplitude allant jusqu'à 40 K,
- un échauffement continu du sel combustible à cause de la puissance résiduelle en absence de convection forcée du sel combustible, si la convection naturelle n'est pas suffisante,
- un risque de solidification dans les échangeurs de chaleur, si la température du fluide intermédiaire est inférieure à la température de fusion du sel combustible.

Le pic de température généré par ce type d'accident est négligeable par rapport à l'accident de perte de la source froide. Dans notre étude, la température du sel a été fixée par l'échangeur de chaleur, alors qu'en réalité la température pourrait en théorie descendre jusqu'à la température du fluide intermédiaire. Le dernier risque identifié n'a donc pu être observé directement lors de la simulation. Nous pouvons cependant retenir l'importance de la conception du circuit intermédiaire, comme le choix du fluide et le design précis des échangeurs de chaleur, sur les risques potentiels.

Les besoins en connaissance identifiés par ce type d'accident concernent particulièrement le processus de solidification du sel combustible. Cela implique des outils prenant en compte le changement de phase ainsi que les mesures expérimentales liées à la thermique et au processus de solidification. En effet, sans ces connaissances, il est difficile de prédire le comportement et les risques exacts associés à une telle situation. Pour le sel combustible, qui a une source intrinsèque de chaleur, la solidification dans l'échangeur peut ne pas présenter de risques particuliers. Suite à la vidange du fluide intermédiaire, par exemple, le sel combustible peut redevenir liquide, et être vidangé à son tour. Selon la cinétique de cette solidification, la précipitation de certains éléments du sel sera à étudier. Par ailleurs, le refroidissement du sel se trouvant en cœur et dans les tuyauteries au-dessus de la zone bouchée devra être assuré autrement.

Enfin, la conception de l'échangeur de chaleur et du circuit intermédiaire devra assurer l'évacuation de la chaleur résiduelle par la convection naturelle mise en place dans le circuit combustible.

5.5 Perte totale d'alimentation électrique

L'accident de perte totale d'alimentation électrique suppose ici la défaillance de tout système redondant d'alimentation électrique. Toutes les pompes du circuit combustible et intermédiaire sont alors considérées comme défaillantes.

Les transitoires associés spécifiquement à ce type d'accident n'ont pas été étudiés jusqu'à présent. Le déroulement d'un tel transitoire ressemble en principe aux deux accidents étudiés précédemment (perte de débit combustible et perte de la source froide). Les risques associés seront donc les mêmes. Un tel accident nécessite une meilleure modélisation de l'échangeur de chaleur et de la thermique du fluide intermédiaire. Les outils dont nous disposons actuellement ne permettent pas une telle modélisation.

Nous pouvons néanmoins constater qu'à priori ce type d'accident semble seulement cumuler les risques liés à la perte de débit du circuit combustible et à la perte de la source froide. Il est possible que ces risques se compensent, une étude plus approfondie est nécessaire pour conclure sur la gravité d'un tel accident.

5.6 Accident de sur-refroidissement du sel combustible

Du fait du coefficient de contre-réactions négatif, une insertion de sel combustible plus froid se traduit par une augmentation de réactivité. Cet effet est utilisé pour le pilotage du réacteur, comme montré dans la section 2.4.5.

5.6.1 Défaillances initiales

La présence d'eau dans le circuit intermédiaire provenant d'une inondation ou du circuit de conversion, par exemple, peut en effet conduire à des variations importantes de la puissance extraite. Les autres défaillances initiales d'un tel événement peuvent être le fluide intermédiaire à une température trop basse, ou encore une circulation du sel combustible ou du fluide intermédiaire trop rapide.

5.6.2 Déroulement du transitoire

Même si les défaillances initiales mentionnées ci-dessus ont une très faible probabilité d'occurrence, il est nécessaire de connaître le comportement du réacteur suite à un tel événement afin d'évaluer les conséquences possibles. Pour cela, nous avons effectué des calculs de transitoires avec une augmentation de la puissance extraite. Le modèle utilisé dans le code COUPLE pour ce transitoire est basé sur un échangeur de chaleur qui fixe la température du sel. Ainsi une augmentation de puissance extraite est pilotée par une augmentation du débit imposé par la pompe. Comme présenté sur la figure 5.13, la vitesse moyenne du sel en cœur varie de 100% à 150% de sa valeur nominale selon une loi exponentielle avec un temps caractéristique τ de 10 secondes.

L'accélération de la circulation du sel fait baisser la température en sortie du cœur, et ainsi la température moyenne, qui baisse de 10 K au maximum puis remonte vers des valeurs proches de sa valeur nominale. Comme présenté dans l'annexe H, le code COUPLE nécessite un temps important pour converger et stabiliser l'état final du réacteur lors d'un transitoire. Ainsi, la température et la puissance finales n'ont pas encore convergé sur les graphiques de la figure 5.13. Nous ne pouvons donc pas connaître le temps réel nécessaire pour stabiliser la puissance du réacteur suite à un tel transitoire. Néanmoins, nous pouvons en extraire la baisse de température au début du transitoire.

L'état final de ce transitoire correspond à une stabilisation du réacteur à une puissance plus élevée de l'ordre de 150 % de sa valeur nominale. A la modification du β_{utile} près, due à la variation du débit, la température finale est égale à la température initiale.

5.6.3 Conséquences

Suite à cette étude, nous pouvons identifier un risque de baisse de température de l'ordre de 10 K, ce qui ne représente pas un phénomène très dangereux.

Un autre risque est possible en cas de maintien de la circulation du sel combustible, pouvant se traduire par un refroidissement trop important. Dans ce cas, la température d'entrée en cœur va baisser, et peut donc potentiellement s'approcher de la température de solidification. En effet, en augmentant la puissance en cœur et à débit constant, l'échauffement (ΔT) augmente naturellement, tout en gardant la température moyenne constante grâce au coefficient de contre-réactions :

$$\text{Puissance} = C_p \cdot \text{ Débit massique } \cdot \Delta T$$

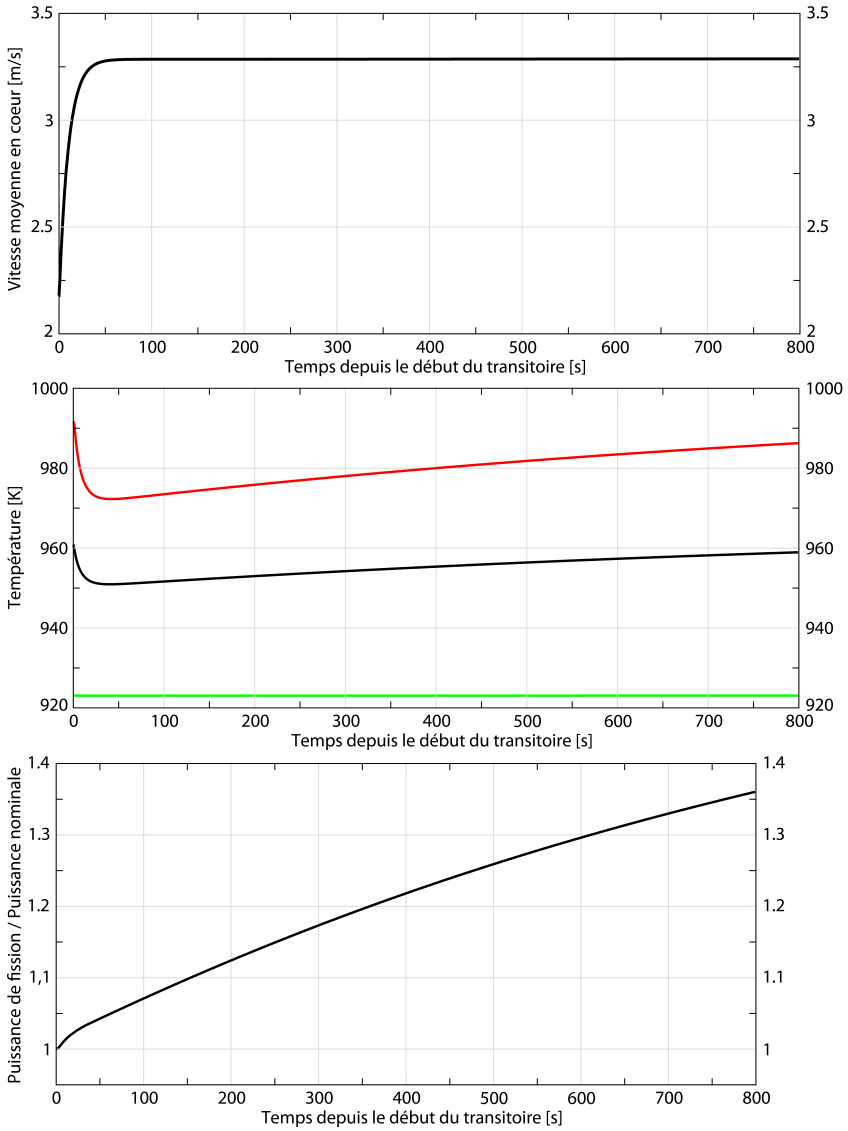

Figure 5.13: Vitesse et température moyennes en cœur, température en entrée et en sortie du cœur et puissance de fission en cœur suite à une augmentation de la vitesse moyenne du sel en cœur de 100% à 150% de sa valeur nominale selon une loi exponentielle avec un temps caractéristique τ de 10 secondes

Le risque est alors que la température basse du sel combustible se rapproche de la température de solidification en sortie de l'échangeur de chaleur. Pour une augmentation de 150 % de la puissance nominale et à débit constant la température d'entrée baisse de 25 K. Cet aspect reprend la discussion de perte de débit du circuit combustible de la section 5.4.

5.7 Perte de sel combustible

Pour ce dernier type d'accident, nous considérons une fuite importante du sel combustible hors du circuit combustible. Rappelons que cela ne conduit pas à la perte de la première barrière

telle que définie dans cette thèse, voir la section 3.2.

La fuite du sel combustible peut à priori être localisée auprès de n'importe quel composant du circuit combustible : échangeur de chaleur, pompe, séparateur air/sel, paroi de la couverture fertile,... cela dans la branche chaude ou froide. Pour une fuite sur les tuyaux et les pompes, le sel combustible peut s'écouler dans l'enveloppe combustible . Dans ce cas, des collecteurs se trouvant au fond de l'enveloppe combustible permettront l'écoulement du sel vers le réservoir de vidange. Le sel peut également s'écouler vers le circuit intermédiaire, vers l'unité de traitement des gaz ou dans le circuit de la couverture fertile.

Nous pouvons également mentionner qu'une connexion existe entre le circuit combustible et le réservoir de vidange à travers le réservoir de trop plein. Pendant la vidange, le gaz du réservoir de vidange peut alors remonter par des tuyaux spécifiques vers le réservoir de trop plein. Nous pouvons alors postuler un écoulement hypothétique du sel combustible à travers ces tuyaux ou même un bouchage potentiel de ces tuyaux à cause de la solidification du sel combustible. Le risque associé à une telle situation peut mener d'une part à une contamination de certaines zones du bâtiment réacteur, et d'autre part il doit être pris en compte en interaction avec d'autres événements redoutés.

Bien que ne nécessitant pas de calculs complexes, ce type d'accident est particulièrement important lors des réflexions sur le design du MSFR dans sa globalité. En effet, l'idée est ici d'intégrer l'analyse de sûreté dès les premières étapes de définition du design afin de faire évoluer celui-ci pour minimiser ce type de risque et en réduire les conséquences au maximum (notion de "inherent approach" [67]).

5.8 Conclusions

En conclusion de ce chapitre, la table 5.2 récapitule les phénomènes physiques identifiés pour chaque type d'accidents, ainsi que les risques associés et les barrières mises en place ou à étudier.

Rappelons que les accidents détaillés ci-dessus correspondent à un mode de défaillance commun, par exemple l'arrêt de toutes les pompes est envisagé en cas de perte de débit. Les accidents associés à la perte d'une seule pompe doivent être étudiés avec des outils de simulations couplant neutronique et thermohydraulique en tenant compte des aspects asymétriques, en trois dimensions. Cependant, les phénomènes physiques identifiés ici pour un mode de défaillance commun pourront alors servir de base pour la définition de tels accidents.

Ces études préliminaires des accidents du MSFR ont permis d'initier l'étude de sûreté du réacteur à travers l'identification des risques, pour lesquels des barrières de prévention et de protection doivent être mises en place. A ce stade très jeune du concept, les barrières, qui ont pour but de diminuer la probabilité ou la gravité de l'accident, peuvent amener à une modification du design ou à un ajout d'un système de sûreté. Le développement du MSFR peut alors être poursuivi en gardant en mémoire les accidents et les risques identifiés ici. Des études de plus en plus précises, s'appuyant sur la mise au point d'outils de simulation multiphysiques plus complets, sont également nécessaires pour accompagner l'évolution du design du réacteur.

Table 5.2: Résumé des phénomènes physiques importants et des risques identifiés, avec les barrières mises en place ou envisagées pour chaque type d'accident du MSFR

LOF - Loss Of Flow (perte de débit du circuit combustible)	Phénomènes physiques : échauffement continu du sel dû à la puissance résiduelle et risque de solidification dans l'échangeur de chaleur si absence de (ou trop faible) convection naturelle ; réacteur toujours critique à faible puissance si la convection naturelle existe. Risques : endommagement des structures du fait de l'échauffement continu (en situation adiabatique au bout d'environ 10 minutes, la température moyenne du sel combustible atteint 1200 °C) ou de la dilatation rapide du sel (ΔT $\approx$ 40 K en 5 secondes), risque de précipitation de certains éléments liés à la solidification, autres risques à identifier. Barrières : dimensionnement du circuit combustible pour favoriser la convection naturelle (systèmes de refroidissement redondants envisagés), systèmes et procédures de prévention et de gestion du sel combustible solidifié dans l'échangeur (chauffage et by-pass) à développer
LOH - Loss Of Heat sink (perte de la source froide du circuit combustible)	Phénomènes physiques : arrêt du réacteur par contre-réaction thermique (arrêt du réacteur au bout de 100 s pour une perte brutale), élévation continue de température due à la puissance résiduelle ; dilatation rapide du sel si arrêt de refroidissement brutal sans inertie (ΔT $\approx$ 60 K en 5 secondes). Risques : endommagement des structures du fait de l'échauffement continu (en situation adiabatique au bout d'environ 10 minutes, la température moyenne du sel combustible atteint 1200 °C) ou de la dilatation rapide du sel. Barrières : inertie associée au système de refroidissement, vidange du sel combustible, réservoir de trop plein.
TLOP - Total Loss Of Power (perte totale d'alimentation électrique)	similaires à perte de la source froide et de débit du circuit combustible
TOP - Transient Over-Power ou OVC - OVer-Cooling (accident de sur-refroidissement du combustible)	Phénomènes physiques : augmentation de la puissance en cœur en cas de l'accélération de la circulation (baisse ponctuelle de Δ T = 10 K) ; baisse de la température d'entrée en cœur en cas du maintien du débit combustible (pour une augmentation de 150 % de la puissance nominale, baisse de la température d'entrée de 25 K). Risques : risque de précipitation de certains éléments liés à la solidification, autres risques dus à la solidification à identifier. Barrières : systèmes et procédures de prévention et de gestion du sel combustible solidifié dans l'échangeur (chauffage et by-pass) à développer
LOLF - Loss Of Liquid Fuel (perte du combustible liquide)	Phénomènes physiques : arrêt du refroidissement et du réacteur. Risques : contamination de certaines zones du système (enveloppe combustible, circuits fertile et intermédiaire, unité de bullage), combinaison avec d'autres événements initiateurs à évaluer. Barrières : détection rapide de fuites / brèches de sel combustible, collecteurs de sel combustible au fond de l'enveloppe combustible.
RAA - Reactivity Anomalies Accident (accident dû à des anomalies de la réactivité)	Phénomènes physiques : élévation de température, puis stabilisation du réacteur à une température trop élevée (pouvant aller jusqu'à $\Delta T = 100$ K pour une réactivité de 500 pcm) si réactivité positive ; baisse de température, puis stabilisation du réacteur à une température trop basse si réactivité négative. Risques : endommagement des structures du fait de l'échauffement ou de la dilatation du sel si réactivité positive ; solidification du sel si réactivité négative (environ 1000 pcm). Barrières : vidange du sel combustible et réservoir de trop plein ; systèmes et procédures de prévention et de gestion du sel combustible solidifié dans l'échangeur (chauffage et by-pass) à développer.

Conclusion

Les concentrations atmosphériques de gaz à effet de serre se sont fortement accrues depuis 1750, ce qui est très probablement attribuable aux activités d'origine humaine. Afin de conserver des conditions climatiques stables sur terre, il est alors important de stabiliser puis de réduire ces émissions. Une des branches majeures en développement est la production d'électricité. Parmi les différentes filières de production d'électricité, les réacteurs nucléaires présentent une alternative très intéressante à l'égard de cet enjeu. Le potentiel de déploiement de la production électronucléaire sur le long terme, incluant une gestion des déchets nucléaires associés, est étudié aujourd'hui.

C'est dans ce contexte que les réacteurs nucléaires de $4^{\text{ème}}$ génération ont été introduits. Le forum international des réacteurs de $\text{IV}^{\text{ème}}$ génération (GIF) a défini dans quatre domaines les critères essentiels pour l'utilisation de l'énergie nucléaire de manière durable : durabilité, économie, sûreté et fiabilité, et enfin non-prolifération et protection physique. Les critères de sûreté sont : avoir un niveau de sûreté et de fiabilité excellent, ainsi qu'éliminer la nécessité d'intervention d'urgence hors site. La sûreté doit alors être intégrée dans le système et non imposée a posteriori, ce qui nécessite d'étudier la sûreté d'un système dès les premiers pas de sa conception. Un des systèmes retenus par le GIF est le réacteur à sels fondus, dont le concept MSFR (Molten Salt Fast Reactor) dans sa phase de conception embryonnaire fait l'objet des études préliminaires de sûreté réalisées dans cette thèse.

Le MSFR, réacteur à spectre neutronique rapide et basé sur le cycle Thorium, est le résultat d'une réévaluation des concepts de réacteurs à sels fondus historiques en spectre neutronique thermique inventés et étudiés à ORNL (Oak-Ridge National Laboratory) dans les années 50 à 70. Les réacteurs à sels fondus sont notamment intéressants de par la possibilité de retraitement du combustible liquide, sans arrêter le réacteur. Les produits de fission sont alors extraits par batch ou en ligne pendant le fonctionnement du réacteur. Le combustible liquide peut également être transféré d'une configuration critique, en cœur, vers une configuration sous-critique, dans un réservoir de vidange, par gravité. Le passage du réacteur à sels fondus en spectre neutronique rapide apporte de nouveaux avantages tels que le découplage du fonctionnement du réacteur de l'unité de retraitement pyrochimique ou la possibilité d'incinérer les actinides produits par la filière actuelle.

Plusieurs domaines ont été abordés dans cette thèse. Tout d'abord, des études neutroniques ont été réalisées avec l'objectif de valider les outils et les méthodes, développés et utilisés au LPSC, pour les calculs des grandeurs caractéristiques du réacteur. La puissance résiduelle, phénomène important pour la sûreté nucléaire, a été analysée dans le cas du MSFR. Du fait des différences entre un réacteur à sels fondus et les réacteurs classiques à combustible solide, un travail sur la méthodologie de la sûreté nucléaire a été initié au travers principalement de deux approches : une application et une transposition d'une méthodologie de sûreté traditionnelle des réacteurs nucléaires, et une analyse systémique de risques, non spécifique aux réacteurs nucléaires. Finalement, les familles d'accidents propres au MSFR ont alors été définies et une étude

préliminaire des conséquences a été effectuée avec des outils basiques de cinétique des réacteurs.

En premier lieu, le MSFR a fait l'objet d'études comparatives des outils dans le cadre d'un benchmark au sein du projet européen EVOL. La définition, les calculs et l'analyse du benchmark neutronique, se basant sur une géométrie du cœur simplifié, ont été réalisés pendant cette thèse. Des calculs de criticité, de spectre neutronique, de fraction des neutrons retardés et de coefficients de contre-réactions ont été effectués par les partenaires du projet. Les comparaisons de ces variables statiques ont conclu à un bon accord entre les différents codes et méthodes utilisés par les partenaires, et ont mis en avant l'influence du choix des bases de données nucléaires, notamment sur le spectre neutronique et les calculs de criticité. Les sections efficaces telles que $\sigma^{233U}_{(n,\gamma)}$, $\sigma^{232Th}_{(n,\gamma)}$ et $\sigma^{19F}_{inlastique}$ en sont responsables. Le coefficient thermique de contre-réactions a été évalué. Sa valeur négative, capitale pour la stabilité intrinsèque du réacteur, a été confirmée, et ce sans influence particulière du choix de la base de données. De même ses deux contributions essentielles, effet Doppler et densité, sont toujours négatives quel que soit l'outil de simulation, la base de données ou le mode de démarrage du réacteur.

Les calculs d'évolution du réacteur ont également été réalisés dans le cadre du benchmark neutronique. Nous avons pu observer à nouveau l'importance du choix des bases de données par rapport à des écarts observés entre les évaluations utilisant des codes différents. Quelques différences spécifiques à chaque code ont pu également être observées, sans conséquence majeure sur les grandeurs caractéristiques du réacteur.

Enfin, plusieurs outils de simulations utilisés au LPSC pour le calcul de la cinétique du réacteur ont été comparés au travers de transitoires de fonctionnement normal. Le pilotage de la puissance du réacteur est assuré par la demande, ce qui se traduit dans nos simulations par un pilotage par la puissance extraite. Le contrôle de la réactivité est assuré intrinsèquement grâce au coefficient thermique de contre-réactions. Des comparaisons ont été réalisées entre 3 codes de cinétique : cinétique point, cinétique point par zone et un code couplant la neutronique et la thermohydraulique. Les résultats montrent un accord satisfaisant, les quelques désaccords étant très bien compris et dus aux hypothèses qui diffèrent d'un code à l'autre.

Dans l'objectif de l'étude de sûreté du MSFR, la puissance résiduelle, ne dépendant pas fortement de la thermohydraulique, a pu être étudiée en détails pendant cette thèse. Tout d'abord nous avons cherché à valider l'outil de calcul de chaleur résiduelle développé au LPSC en se basant sur les produits de fission provenant d'une fission unique. Cet outil validé, nous avons comparé la puissance résiduelle associée à différents noyaux fissiles. Des tendances intéressantes ont pu être observées identifiant l'^{235}U et le ^{241}Pu comme des noyaux fissiles générant une puissance résiduelle plus importante pendant les premières dizaines de minutes par rapport notamment à l'^{233}U et le ^{239}Pu.

Cet outil a ensuite été utilisé afin d'évaluer la puissance résiduelle du réacteur MSFR. Les sources de chaleur de chaque localisation contenant des produits radioactifs ont été quantifiées. La conclusion est que le sel combustible est la source majeure de puissance résiduelle, mais que l'unité de bullage constitue également une source de chaleur importante via des produits de fission gazeux qui décroissent rapidement et les métaux qui nécessitent un système de refroidissement efficace. La sensibilité aux paramètres d'extraction des produits de fission a été étudiée, mettant en valeur l'importance de l'extraction des produits de fission gazeux et non-solubles. Cette efficacité d'extraction joue sur le partage de la source de chaleur entre l'unité de bullage et le sel combustible, la somme des deux contributions restant inchangée.

L'évaluation de la puissance résiduelle a ensuite été utilisée dans les études d'accident afin

d'étudier l'augmentation de température du sel combustible lors des transitoires de perte de refroidissement. Cette étude sert aussi de base pour le dimensionnement du réservoir de vidange ainsi que des systèmes de déclenchement de la vidange.

Un travail important sur la méthodologie de l'étude de sureté, domaine dans lequel le groupe avait peu de compétences initialement, a été réalisé pendant cette thèse. Les principes de sûreté étant transposables directement au MSFR, les recommandations plus précises en revanche ne le sont pas. Du fait de la spécificité du design, due à l'état liquide du combustible et aux systèmes de retraitement associés se trouvant dans le réacteur, ainsi que de l'état embryonnaire du design, un travail préliminaire de transposition des critères et des recommandations a été réalisé. Ainsi une définition des trois barrières de confinement pour le MSFR est proposée. Le travail sur la méthodologie ISAM, développé par le groupe d'experts sur le risque et la sûreté du GIF, a été initié pendant cette thèse. Un questionnaire nous a permis de lister et de documenter les caractéristiques et attributs de sûreté demandés pour les concepts de IV$^{\text{ème}}$ génération tels que définis par le GIF. Un échange direct avec le groupe d'experts, qui n'a malheureusement pas pu se réaliser pendant la thèse, est cependant nécessaire afin de finaliser cette étape d'étude.

Une méthodologie plus générale, non-spécifique aux réacteurs nucléaires, l'analyse systémique de risque, a parallèlement été appliquée. L'idée est de repartir depuis le début, c'est-à-dire d'identifier des risques existants dans le MSFR, en complément de la transposition d'une liste d'accidents pré-établie pour d'autres réacteurs nucléaires à combustible solide. Une description systémique du réacteur en était la première étape, ce qui a permis de dresser un état des lieux des composants envisagés dans le MSFR ainsi que leur fonction. En se basant sur ce descriptif du système, des scénarios accidentels ont été établis. Ces scénarios ont alors été regroupés par événements initiateurs d'accidents, comme la perte de refroidissement, la perte de circulation du sel combustible ... Pour chaque type d'accident, les défaillances initiales menant à un tel accident ont été établies.

Enfin, nous avons pu mener des études préliminaires sur les conséquences possibles des accidents identifiés pour le MSFR. Les outils de simulations, mentionnés précédemment, basés sur le modèle de la cinétique point, la cinétique point par zone ou le code COUPLE (couplant la thermohydraulique à la neutronique) ont été utilisés pour étudier certaines catégories d'accidents. Ainsi, les phénomènes physiques essentiels pour comprendre le déroulement de chaque accident ont pu être expliqués grâce à ces simulations. Les risques associés ont pu être identifiés. Les études d'accident d'anomalies de réactivité ont conclu à des risques relativement faibles par rapport à ceux identifiés pour d'autres types d'accidents. Parmi ces risques significatifs nous pouvons citer l'augmentation de la température du sel combustible due à la puissance résiduelle, la solidification du sel combustible dans un échangeur de chaleur et l'augmentation de la température de sel combustible d'une portion locale de sel stagnant. Parmi ces derniers, seule l'augmentation de la température du sel causée par la puissance résiduelle a pu être étudiée.

Deux facteurs essentiels nous ont limités pendant ces études. D'une part, les outils dont nous disposons aujourd'hui ne permettent pas des simulations précises. Par exemple, la thermohydraulique n'est modélisée au mieux qu'en 2D, et l'échangeur de chaleur avec les pertes de charges et les échanges thermiques ne peut être modélisé précisément. D'autre part, nos connaissances actuelles sur le design de la pompe ou de l'échangeur de chaleur ne sont pas suffisants. De plus, des études expérimentales sont nécessaires pour valider les modèles d'écoulement et d'échanges thermiques. L'avancement en parallèle sur la validation des modèles, le design des composants et l'étude des accidents permettra de converger vers un design du réacteur incluant

des systèmes de sûreté bien intégrés.

D'une façon générale, les travaux menés pendant cette thèse ont abouti à un descriptif systémique du réacteur MSFR, qui peut alors être utilisé par la suite lors du développement de chaque composant. La sûreté peut ainsi être intégrée dans toutes les phases de conception du réacteur. Les études préliminaires de familles d'accidents définis pour le MSFR peuvent être utilisées comme base à des études plus approfondies avec des outils plus sophistiqués.

Pour les études de conception et de sûreté du MSFR, il est nécessaire de développer un code système adapté à ce type de réacteur, qui s'appuie sur un couplage neutronique thermo-hydraulique sophistiqué et développé actuellement dans le cadre d'une thèse au LPSC. A terme, ce code permettra de suivre l'évolution des contraintes thermiques et mécaniques lors de transitoires de fonctionnement normal, ainsi que de transitoires accidentels. De futurs modèles thermo-hydrauliques plus complexes, thermomécaniques, chimiques, ou bien des modules spécifiques du réacteur pourront alors être intégrés.

« Tief im Westen	*Tout au fond à l'ouest,*
Wo die Sonne verstaubt	*Où le soleil s'empoussière*
Ist es besser	*C'est mieux,*
Viel besser, als man glaubt	*bien mieux, qu'on ne le croit*
Tief im Westen.	*Tout au fond à l'ouest.*
Du bist keine Schönheit	*Tu n'es pas une beauté,*
Vor Arbeit ganz grau	*Toute grise de travail !*
Du liebst dich ohne Schminke	*Mais tu t'aimes sans maquillage*
Bist eine ehrliche Haut	*Tu es bonne pâte.*
Leider total verbaut	*Malheureusement complètement abîmée,*
Aber grade das macht dich aus	*Mais justement, c'est à ça que l'on te reconnaît ! »*

Herbert Grönemeyer - Bochum (ville de la région de la Ruhr).

Annexes

A

Compléments sur le modèle systémique du réacteur MSFR

Une configuration possible de l'ensemble des circuits du MSFR est décrite schématiquement sur la figure A.1. Les études des circuits intermédiaire et de conversion sont essentiellement basées sur le design du MSBR [68].

Sur cette figure A.1, le circuit du sel combustible, décrit auparavant dans le chapitre 3, est représenté en vert. Les produits de fission gazeux extraits du sel combustible grâce aux séparateurs de bulles sont confinés dans le circuit gaz (en violet). Le circuit associé au sel fertile est également représenté sur cette figure (en marron) ; il est composé d'un système de refroidissement (4 échangeurs de chaleur) et d'un système de retraitement du sel de la couverture fertile. Dans ce dernier, ont lieu l'extraction des produits de fission par bullage et une séparation chimique. Le sel fertile est refroidi par le sel intermédiaire en circuit parallèle au refroidissement du sel combustible. Le sel intermédiaire est également utilisé pour refroidir le réflecteur neutronique supérieur du cœur du réacteur avec un seul échangeur de chaleur.

Le sel intermédiaire (en orange) est entrainé par 4 pompes en parallèle et est refroidi par 4 générateurs de vapeur. L'eau chauffée dans le générateur de vapeur en ressort sous forme de vapeur supercritique. Le flux est divisé en deux parties : l'une sert au fonctionnement du pré-chauffeur, l'autre traverse la turbine haute pression. Celle-ci est ensuite préchauffée puis réchauffée et envoyée vers les turbines de moyenne et basse pression.

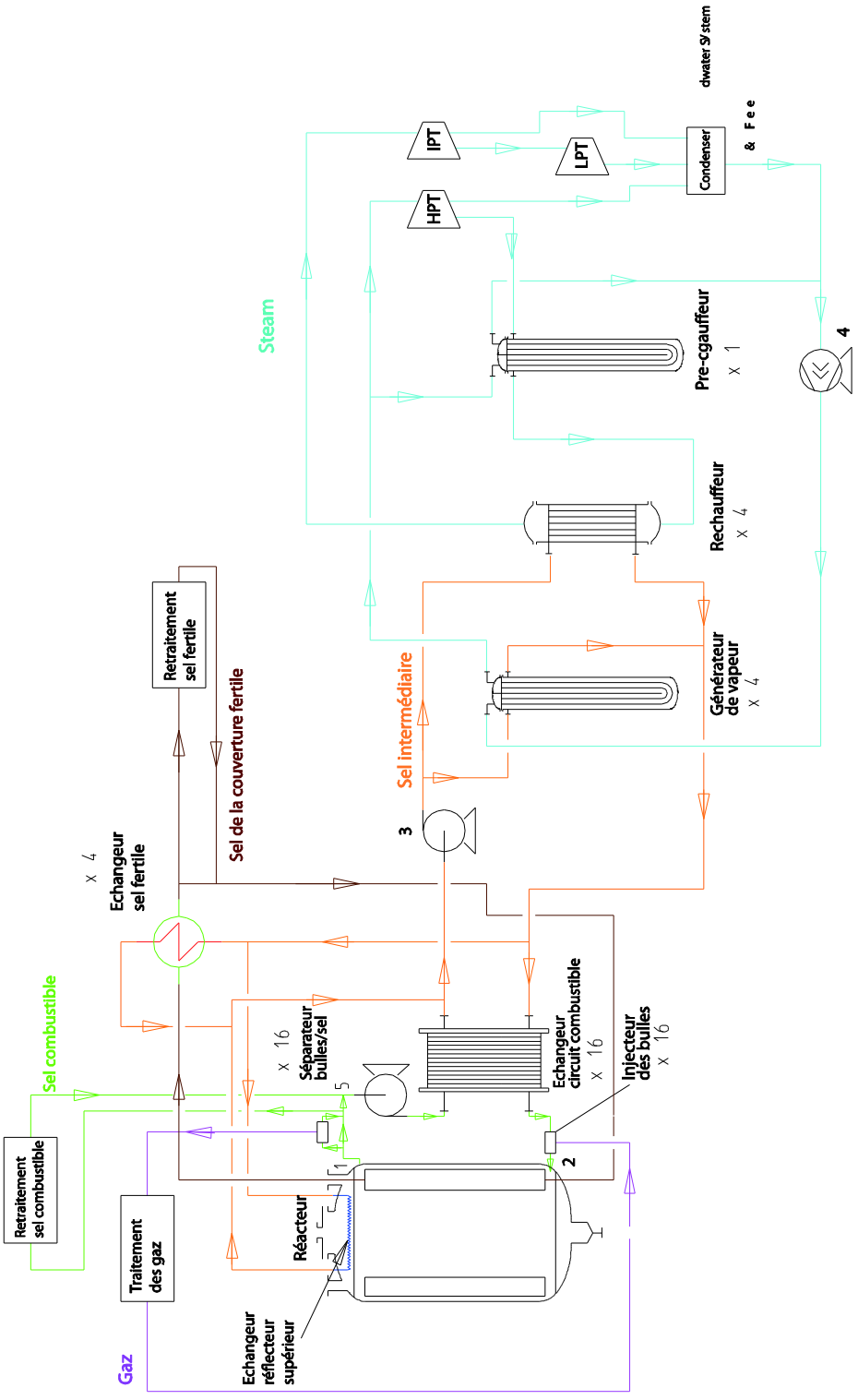

Figure A.1: Circuits du MSFR : sel combustible (en vert), sel de la couverture fertile (en marron), gaz du système de bullage (en violet), sel intermédiaire (en orange), eau (en bleu)

B

Étude de pré-faisabilité du système de vidange

Cette annexe détaille les études de pré-faisabilité du système de vidange du MSFR. Deux scenarii de vidange sont à envisager : une vidange standard en cas d'arrêt programmé du réacteur, avec une température du réacteur contrôlée, et une vidange en cas d'incident ou accident nécessitant une vidange rapide du sel combustible.

La vidange du sel combustible peut être déclenchée par un des dispositifs passifs (par exemple bouchons de sel solidifié) ou actifs (vannes) localisés dans la partie basse du circuit combustible. Comme explicité dans le chapitre 4, d'autres liquides présentent une source de chaleur, tel le fluide de retraitement de l'unité de bullage ou le sel de la couverture fertile, qui doivent alors également être vidangés en cas de panne du système de refroidissement. Seule la vidange du sel combustible a été étudiée jusqu'ici.

Le refroidissement du sel combustible, une fois vidangé, est assuré par trois équipements principaux (voir le schéma de la figure B.1) :

- l'échangeur de vidange
- l'échangeur intermédiaire
- la tour de refroidissement

L'échangeur de vidange (élément principal) stocke le sel, le temps d'une maintenance du réacteur par exemple, et doit aussi le refroidir. Le fluide de refroidissement (eau contenue dans une piscine) est en quantité suffisante pour permettre d'évacuer la puissance résiduelle du sel combustible sans changement d'état. Pour cela, l'eau de la piscine est refroidie en continu à l'aide de l'échangeur intermédiaire. Ce dernier permet également d'assurer une barrière de confinement supplémentaire par le biais de l'ajout d'un circuit d'eau de refroidissement indépendant. Le circuit d'eau secondaire circule dans une tour à tirage naturel dans laquelle l'eau est à son tour refroidie. Ce circuit n'est pas fermé.

Dans cette étude, les transferts thermiques dans l'ensemble des échangeurs (échangeur de vidange, échangeur intermédiaire) s'effectueront sans changement d'état. En se basant sur les

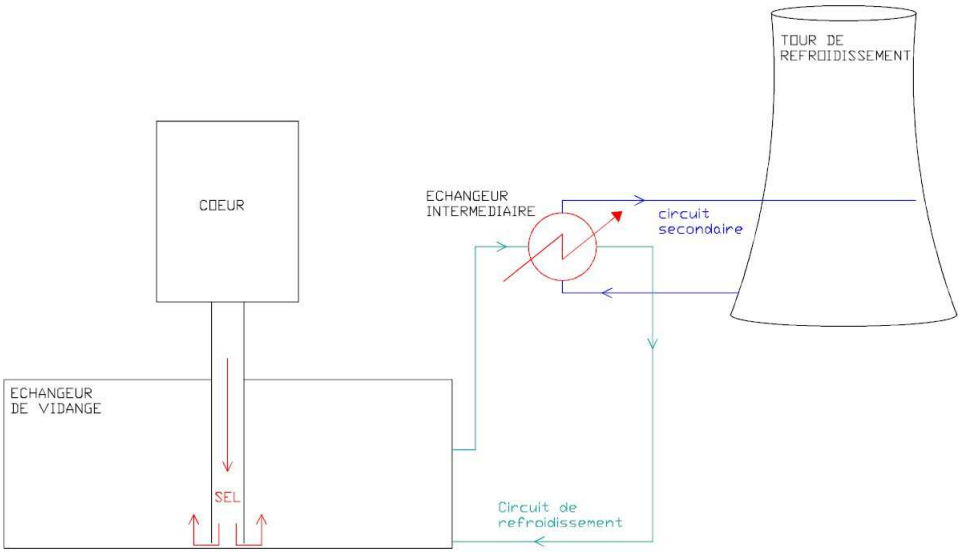

Figure B.1: Principe de refroidissement du sel combustible dans le réservoir de vidange

calculs du chapitre 4 de l'évolution de la puissance résiduelle en fonction du temps, il est possible d'estimer la masse d'eau nécessaire au stockage de celle-ci en fonction de la puissance dissipée par la tour de refroidissement pour qu'il n'y ait pas de risque d'ébullition à pression ambiante. Il faut alors trouver un bon compromis entre le volume de la piscine et la puissance évacuée par le système de refroidissement. Selon le graphique B.2, le choix de 12 MW pour une piscine de 2000 m^3 paraît raisonnable.

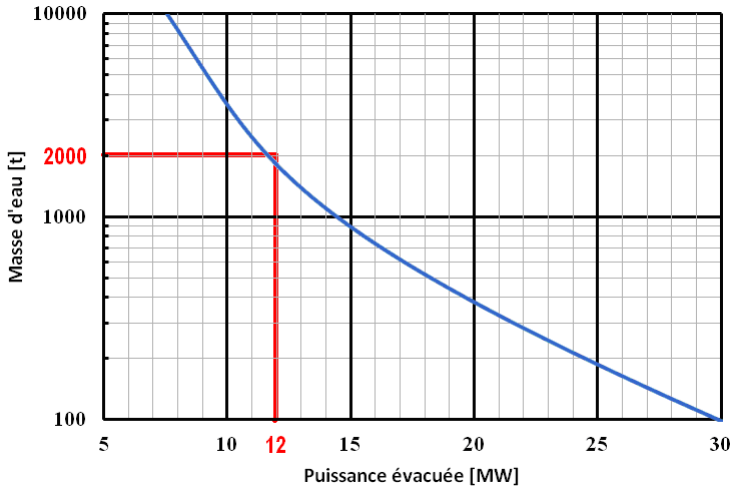

Figure B.2: Masse d'eau dans la piscine nécessaire au stockage de la puissance résiduelle en fonction de la puissance évacuée par l'échangeur intermédiaire

Le réacteur contient un volume de 18 m^3 de sel combustible. Néanmoins un volume plus important, de 36 m^3, est considéré pour dimensionner le réservoir de vidange. En effet, en si-

tuation accidentelle, une fuite du sel intermédiaire ou du sel de la couverture fertile vers le sel combustible doit être envisagée. Le réservoir de vidange doit alors pouvoir accueillir et refroidir le mélange de ces sels.

Finalement, le sel combustible peut être transféré du réservoir de vidange vers une autre localisation (cœur ou stockage) grâce à des systèmes actifs (pompes), comme représenté sur le schéma de principe de la figure B.3. Le réservoir de vidange doit alors être relié au réservoir de stockage, lui aussi pouvant refroidir le sel combustible. Pour la procédure de transfert, les deux réservoirs sont également équipés de systèmes de chauffage pour effectuer la fusion du sel qui peut éventuellement se solidifier.

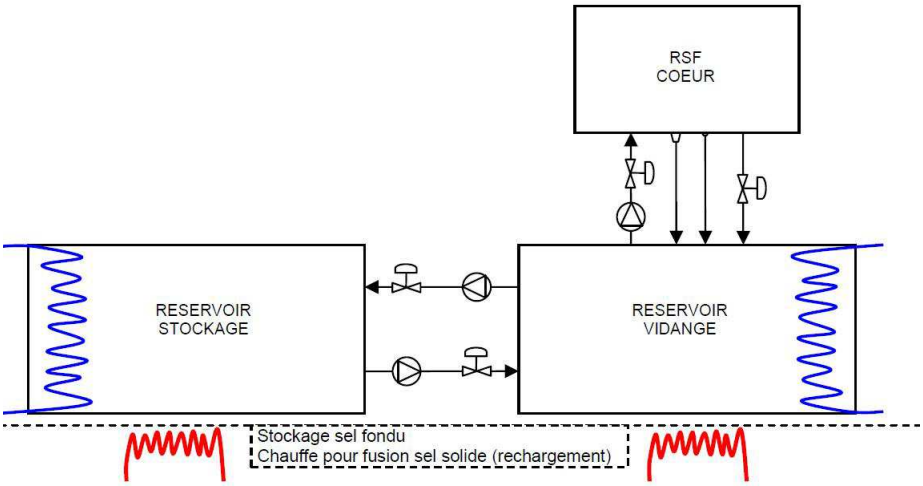

Figure B.3: Schéma de principe des systèmes et des connections entre le circuit combustible, le réservoir de vidange et le réservoir de stockage

En tenant compte des paramètres mentionnés ci-dessus, une étude de pré-faisabilité a été réalisée par la société de prestation A3I d'un possible dimensionnement du réservoir de vidange présenté sur la figure B.4. Lors de la vidange, le sel fondu est évacué par une conduite directe permettant le passage de 18 m^3 en 100 secondes maximum. La circulation entre cœur et échangeur de vidange se fait de manière gravitaire exclusivement (pas de vide ni de surpression) en considérant que les sels sont à une température de l'ordre de 1200-1300°C, correspondant à la configuration extrême pour une vidange en situation accidentelle.

L'entrée dans l'échangeur de vidange se fait par le bas et le sel remonte dans les différents canaux. Pour permettre cela, le sel arrive à l'intérieur de la plaque centrale, plus épaisse que les autres plaques. Il circule ensuite dans deux canaux latéraux situés au fond de l'échangeur qui communiquent avec les différentes plaques, permettant au sel de remonter dans chacune d'entre elles, remplissant ainsi l'intégralité de l'échangeur.

Chaque plaque de séparation eau/sel est composée de deux plaques d'alliage base nickel entre lesquelles se trouve du carbure de bore (B_4C). Les plaques qui séparent les canaux de sel sont tracées thermiquement ce qui permet de refondre le sel après refroidissement. Une fois liquide, il peut être évacué par une des quatre sorties situées au bout des canaux latéraux équipées de vannes automatiques, pour être rechargé dans le cœur du réacteur ou être transféré vers le réservoir du stockage.

L'eau de refroidissement déjà présente dans l'échangeur au moment où le sel entre est re-

froidie par un échangeur annexe. Un canal central dans le fond de l'échangeur ainsi que deux canaux latéraux dans la partie supérieure, permettent d'assurer un brassage de l'eau.

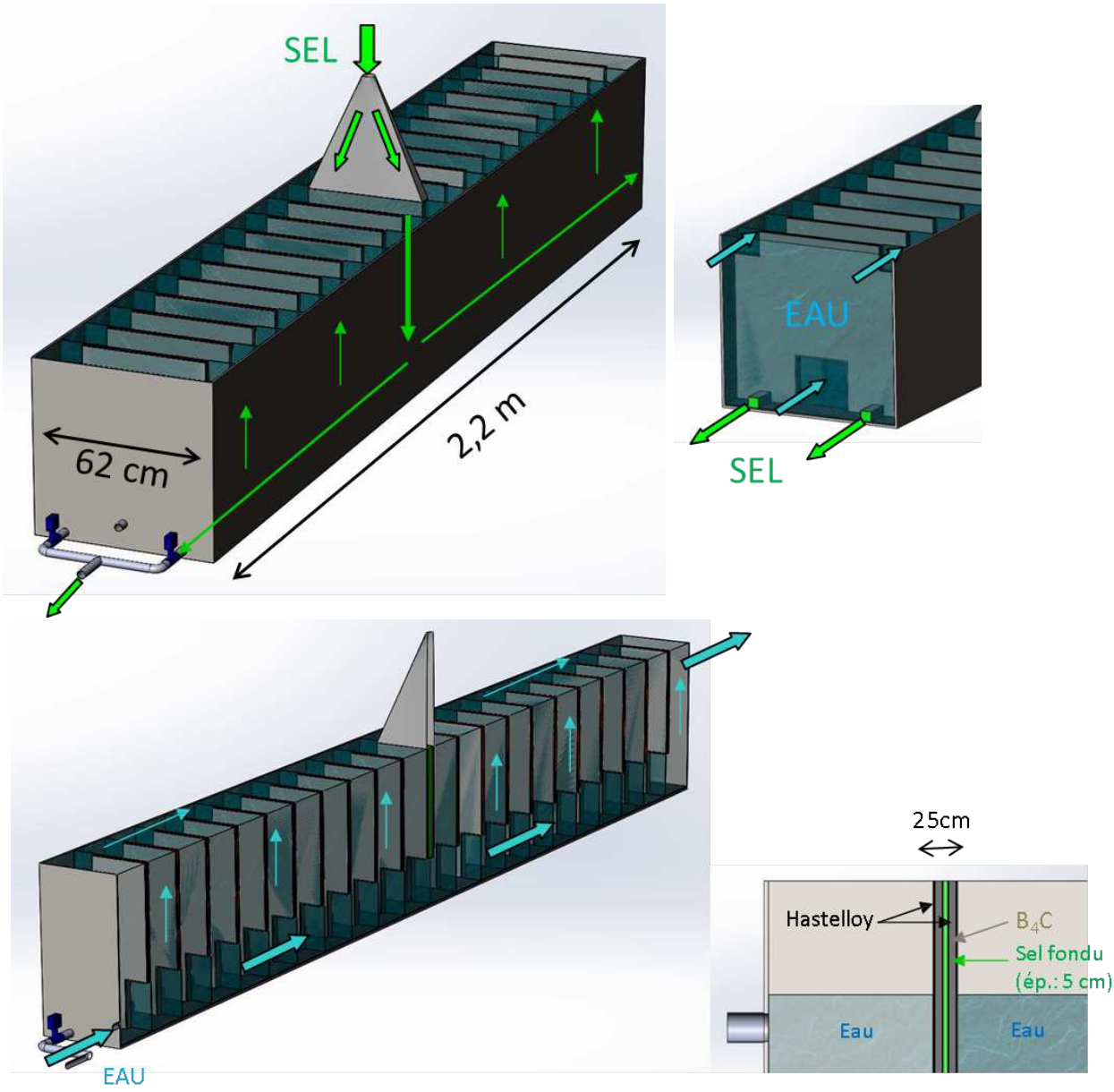

Figure B.4: Représentation schématique du fonctionnement du réservoir de vidange du sel combustible et son refroidissement par de l'eau ; en haut à gauche : la distribution du sel lors de la vidange ; en haut à droite : les gaps dans les plaques permettant l'écoulement de l'eau, et les tuyaux permettant l'écoulement du sel ; en bas à gauche : l'écoulement de l'eau le long du réservoir du sel ; en bas à droite : la coupe d'une plaque de séparation eau/sel

Le réservoir de vidange doit assurer l'impossibilité de retour à la criticité du sel combustible. Les dimensions du réservoir présentées ici sont basées sur des études de criticité. Le coefficient de multiplication a été évalué par des différentes simulations avec le code neutronique

MCNP, en faisant varier la géométrie et/ou la densité de l'eau, tel que présenté sur la figure B.5. Quatre différentes configurations ont été étudiées en respectant une épaisseur d'eau entre les plaques de sel fixée à 50 cm :
1) les plaques de 5 cm de sel combustible plongées dans l'eau,
2) les plaques de 5 cm de sel combustible entourées de 1 cm d'un alliage base nickel et plongées dans l'eau,
3) les plaques de 5 cm de sel combustible entourées de 2 cm d'un alliage base nickel et plongées dans l'eau,
4) les plaques de 5 cm de sel combustible entourées de 2 cm d'un alliage base nickel et de 8 cm de B_4C et plongées dans l'eau.

Pour toutes ces configurations, le coefficient de multiplication a été évalué pour différentes valeurs de densité de l'eau pour couvrir les conditions accidentelles. La courbe ainsi construite pour chaque configuration présente un pic de criticité pour les valeurs de densité de l'eau très faible. Ce pic peut être interprété par la possibilité que les neutrons créés dans une plaque puissent atteindre les plaques voisines. Il y a la compétition entre la diffusion des neutrons dans l'eau qui les thermalise et la capture par l'hydrogène. D'après la figure B.5, nous pouvons conclure que, pour une protection de seulement un centimètre d'alliage base nickel, la sous-criticité est assurée pour n'importe quelle densité de l'eau. Le réservoir de vidange tel que décrit précédemment assure donc la sous-criticité avec une large marge.

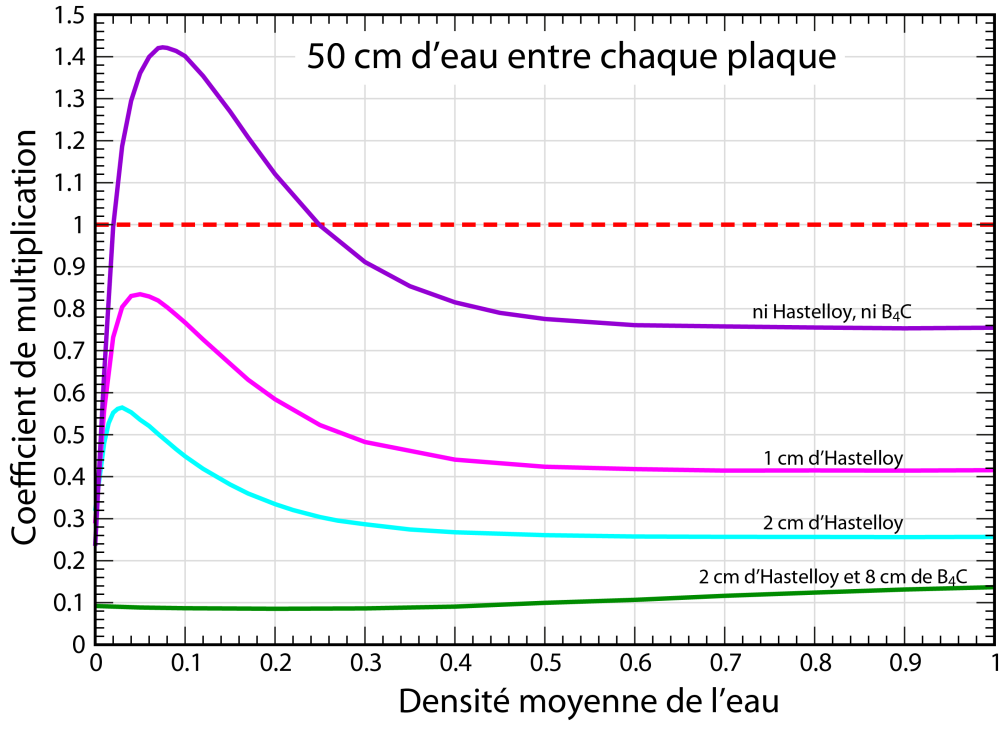

Figure B.5: Le coefficient de multiplication neutronique en fonction de la densité de l'eau dans la piscine évalué pour quatre configurations : 5 cm de sel combustible sans protection (en violet), 5 cm de sel combustible entouré d'1 cm d'alliage base nickel, appelé Hastelloy, (en rose), 5 cm de sel combustible entouré de 2 cm d'alliage base nickel (en bleu claire) et 5 cm de sel combustible entouré de 2 cm d'alliage base nickel et de 8 cm de B_4C (en vert)

Une autre configuration, correspondant à un étalement du sel combustible au fond de la piscine, a également été étudiée. Le coefficient de multiplication correspondant évalué par des simulations négligeant la présence du sel inerte doté d'absorbant neutronique au fond de la piscine, est présenté sur la figure B.6. Les courbes ainsi construites ne présentent pas de maximum, la criticité dans cette situation ne dépend donc pas fortement de la densité de l'eau. Nous pouvons alors conclure qu'un étalement du sel combustible suffisant, sur plusieurs mètres de rayon, permet de garantir la sous-criticité. La prise en compte du sel inerte doté d'absorbant neutronique au fond de la piscine augmenterait encore la marge à la criticité.

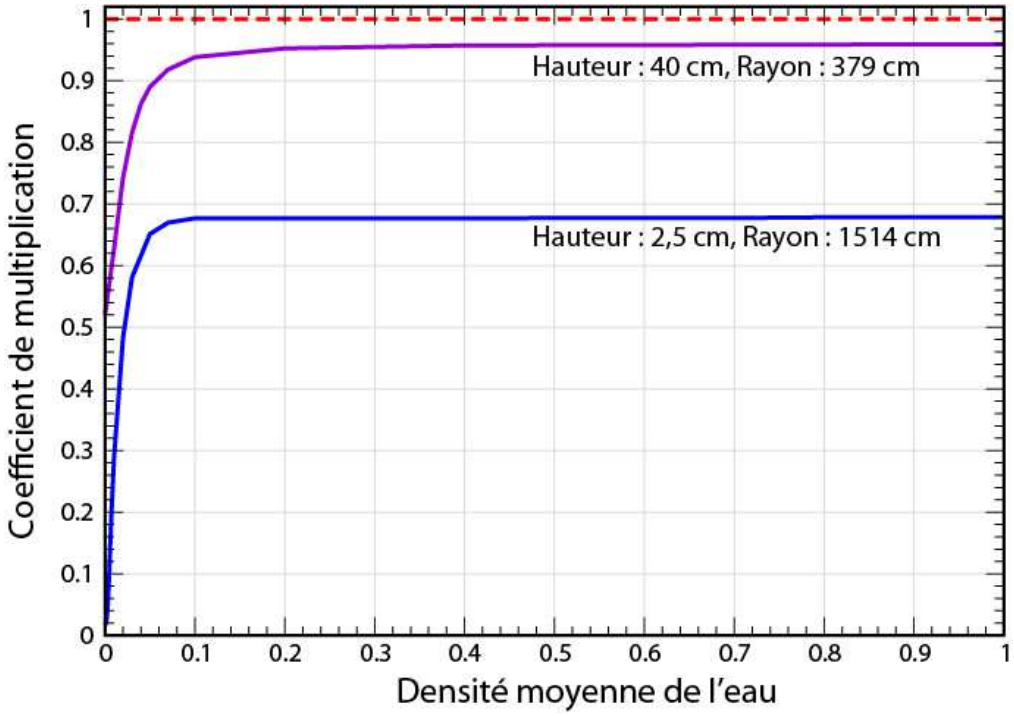

Figure B.6: Coefficient de multiplication neutronique évalué pour un étalement du sel combustible dans une géométrie cylindrique au fond de la piscine et entouré d'eau

C

Compléments sur la puissance émise par les produits de fission de l'^{233}U et l'^{235}U

L'écart sur la puissance émise par les produits de fission de l'^{233}U en spectre rapide et de l'^{235}U en spectre thermique est observé pour des temps inférieurs à 100 s après la fission (voir section 4.3). Les fragments de fission responsables de cet écart ont été discutés dans la section 4.3.3 pour un temps de 10 s après la fission. Nous présentons ici en complément l'étude des fragments de fission responsables de l'écart de puissance pour un temps plus court d'une seconde après la fission.

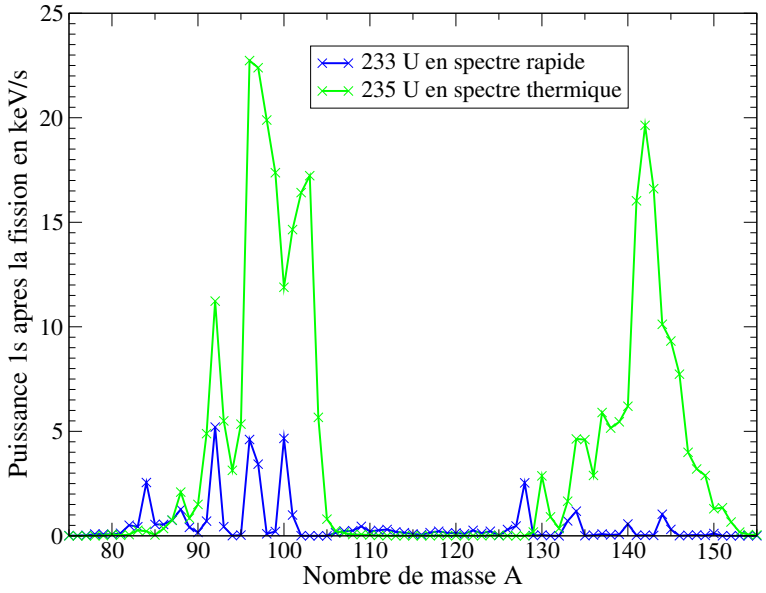

Figure C.1: Puissance émise par la différence des rendements de l'^{233}U en spectre rapide et de l'^{235}U en spectre thermique en fonction du nombre de masse A

La puissance émise par la différence des rendements de l'^{233}U et l'^{235}U est présentée sur la figure C.1 en fonction du nombre de masse A des fragments de fission. Nous constatons que, pour le pic léger comme pour le pic lourd, les fragments de fission de l'^{233}U sont clairement moins radioactifs en comparaison de ceux de l'^{235}U. Les isotopes ayant une contribution importante sont listés dans la table C.1.

Table C.1: Puissance émise par chaque isotope de la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique 1 s après la fission, classée par ordre décroissant de l'importance ; I = état isomérique, 0 - état fondamental, 1 - état métastable ; $T_{1/2}$ = durée de demi-vie ; Q = différence des rendements ; P = puissance émise lors de la désintégration 1 s après la fission

Fragments de fission de l'^{233}U						
Nom	**Z**	**A**	**I**	**$T_{1/2}$**	**Q**	**P/P total** à t=1s
Rb	37	92	0	4,49 s	8,51e-3	1,12 %
Nb	41	100	1	2,99 s	4,98e-3	0,83 %
Y	39	96	1	9,6 s	8,30e-3	0,76 %
Y	39	97	2	0,14 s	1,73e-3	0,59%
As	33	84	1	-	7,51e-4	0,39%
Br	35	88	0	16,3 s	5,70e-3	0,27%
Xe	54	134	1	0,29 s	2,68e-3	0,25%
Y	39	96	0	5,34 s	2,91e-3	0,23%
La	57	144	0	40,8 s	1,66e-2	0,22%
Nb	41	101	0	7,1 s	3,68e-3	0,21%
In	49	128	2	-	4,81e-4	0,20%
Nb	41	100	0	1,5 s	8,38e-4	0,17%
Br	35	87	0	55,7 s	1,29e-2	0,16%
As	33	84	0	3,24 s	7,51e-4	0,15%
I	53	133	1	9 s	6,13e-3	0,15%
Y	39	97	1	1,17 s	4,43e-4	0,15%
Rb	37	91	0	58,4 s	1,55e-2	0,15%
Sn	50	128	1	6,5 s	3,41e-3	0,15%
In	49	128	0	0,84 s	3,05e-4	0,14%
Cs	55	140	0	63,7 s	1,45e-2	0,12%
Br	35	86	0	55,1 s	8,45e-3	0,12%
					...	...
Somme					**0,60**	**39 keV/s**
Total					**2**	**463 keV/s**

Fragments de fission de l'^{235}U						
Nom	**Z**	**A**	**I**	**$T_{1/2}$**	**Q**	**P/P total** à t=10 s
Sr	38	97	0	0,43 s	9,60e-3	2,92 %
Sr	38	96	0	1,07 s	1,81e-2	2,86 %
Xe	54	141	0	1,73 s	1,36e-2	2,05 %
Sr	38	98	0	0,65 s	3,92e-3	1,91 %
Cs	55	143	0	1,8 s	1,21e-2	1,82 %
Zr	40	101	0	2,3 s	1,85e-2	1,70 %
Cs	55	142	0	1,68 s	1,22e-2	1,60 %
Nb	41	103	0	1,5 s	1,03e-2	1,50 %
Kr	36	92	0	1,8 s	1,02e-2	1,48 %
Zr	40	102	0	2,9 s	1,28e-2	1,44 %
Y	39	99	0	1,47 s	6,21e-3	1,20 %
Ba	56	145	0	4,3 s	1,73e-2	1,06 %
Xe	54	142	0	1,25 s	4,88e-3	1,04 %
Zr	40	99	0	2,1 s	9,17e-3	0,89 %
Ba	56	146	0	2,22 s	8,38e-3	0,82 %
Zr	40	103	0	1,3 s	2,98e-3	0,80 %
Zr	40	100	0	7,1 s	2,17e-2	0,74 %
Kr	36	93	0	1,3 s	2,87e-3	0,69 %
Te	52	137	0	2,5 s	4,50e-3	0,59 %
Xe	54	140	0	13,6 s	2,95e-2	0,53 %
I	53	138	0	6,23 s	1,00e-2	0,53 %
Nb	41	102	0	1,3 s	2,54e-3	0,51 %
Rb	37	95	0	0,38 s	2,24e-3	0,51 %
					...	...
Somme					**0,60**	**320 keV/s**
Total					**2**	**744 keV/s**

De manière similaire nous pouvons nous intéresser à la puissance émise 100 secondes après la fission (voir figure C.2). Comme attendu, nous pouvons constater que les écarts entre les deux courbes, celles de l'^{233}U et de l'^{235}U, sont plus faibles. Nous pouvons de plus observer que le pic lourd est majoritairement responsable des différences de puissance à 100 s après la fission.

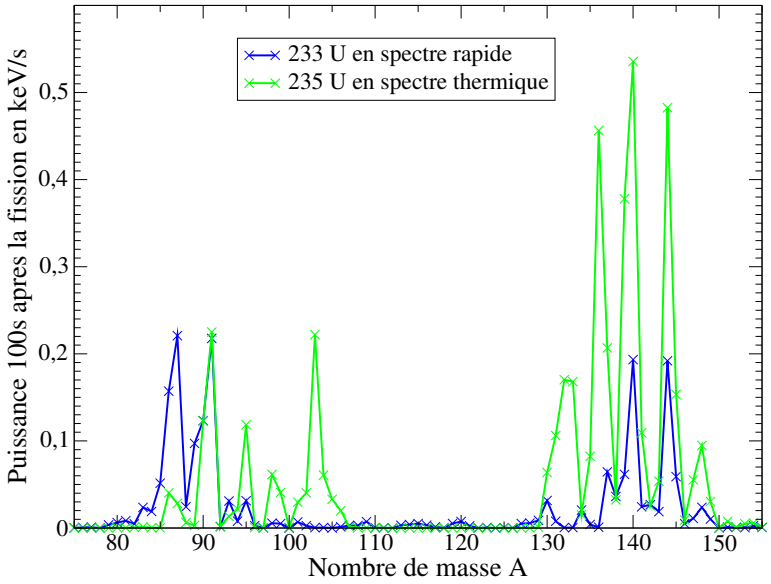

Figure C.2: Puissance émise par la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique 100 s après la fission

D

Modélisation du retraitement du MSFR dans ERE

Cette annexe a pour objectif de fournir plus de détails sur la modélisation des unités de retraitement avec l'outil ERE. Le retraitement est modélisé par un transfert d'un noyau donné d'une zone vers une autre. Une dimension supplémentaire a alors été rajoutée : la localisation. Le principe de suivi des isotopes hors cœur est représenté sur la figure D.1. Pour toutes les zones associées au retraitement, le flux neutronique est nul. Par contre, leurs décroissances sont bien prises en compte.

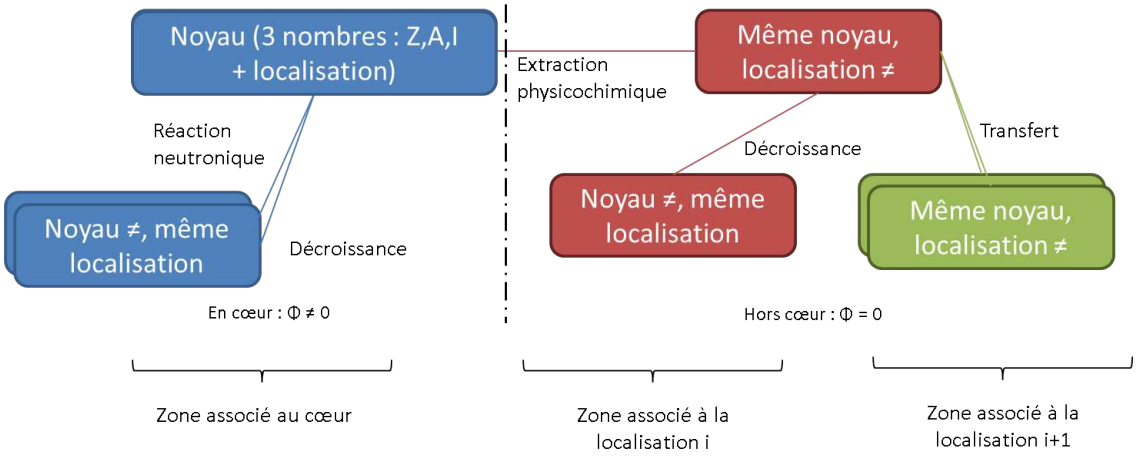

Figure D.1: Principe de suivi des isotopes hors cœur modélisé dans ERE

Les figures D.2 à D.5 représentent la modélisation des transferts de matière utilisée dans la simulation, dite précise, mentionnée dans la section 4.4. Afin de modéliser les différentes étapes de retraitement, différentes localisations sont alors introduites, appelées zones, chacune portant un numéro différent. Chaque procédé de séparation est représenté par une liste d'éléments piégés.

Pour l'unité pyrochimique, présentée sur la figure D.2, tous les noyaux sont extraits du sel combustible (zone 0), avec un temps de demi vie $T_{1/2} = 311$ jours, correspondant au temps de retraitement $T_{retr} = 450$ jours ($T_{1/2}/\ln(2) = T_{retr} = 1/\lambda^{retr}$). La pompe transfère ensuite tous les isotopes vers le réservoir (zone 101), dans lequel ils restent pendant 2 jours. Grâce à un piège certains noyaux peuvent alors être séparés, le reste est renvoyé dans le cœur, c'est à dire inclus dans la composition homogène du sel combustible en cœur et la boucle de recirculation. Pour des raisons de simplicité, cette partie est désignée simplement par cœur.

Nous pouvons extraire de nos simulations les vecteurs isotopiques dans les différentes zones. Pour l'unité pyrochimique, il faut alors ajouter les zones 100 et 101. Pour le stockage des lanthanides, ce sont les zones 102 et 103 qu'il faut considérer. Dans ce cas, les zones 100 et 102 contiennent peu de noyaux, car elles correspondent en quelque sorte aux tuyaux respectivement entre le cœur et le réservoir, et le réservoir et le stockage, où les noyaux transitent seulement. Pour les calculs de puissance résiduelle, nous avons toujours considéré l'ensemble de deux zones : une zone de stockage et une de transit.

La modélisation de l'unité de bullage est présentée sur la figure D.3. Seulement certains éléments insolubles ou gazeux sont extraits du sel combustible avec un temps associé de demi-vie $T_{1/2} \approx 30$ secondes (éléments listés dans la zone 104). Une fois extraits, tous les éléments restent dans un réservoir pendant 1000 s afin de décroître. Ensuite, une ponction de 0,017% des produits de fission gazeux est extraite pour être finalement stockée (zones 106 + 108).

Les produits de fission sous forme métallique sont piégés dans le fluide de retraitement (zones 107 + 109) où ils restent pendant 2 ans environ. Ceci correspond à un nettoyage complet du fluide environ tous les 3 ans. Pour cela, nous nous sommes basés sur le résultat de la thèse [19], démontrant que le temps de retraitement en batch : $T_{batch} = \sqrt{2}T_{continu}$, $T_{continu}$ étant la variable utilisée dans nos simulations et représentant un retraitement continu. Finalement, suite au nettoyage du fluide de retraitement, tous les noyaux sont transférés vers une zone de stockage (zone 110). Les produits de fission gazeux, à la sortie des deux pièges consécutifs, sont alors renvoyés vers la zone 0 (le cœur).

Dans cette simulation nous avons utilisé un retraitement fictif du protactinium. En réalité, ce retraitement n'a jamais lieu. Cependant, afin d'éviter dans nos simulations une sur-criticité importante pendant les premiers mois d'évolution du réacteur, due à la décroissance du protactinium en cœur et de la difficulté dans ERE d'ajustement de la criticité pendant cette période, un transfert de matière supplémentaire est ajouté (voir figure D.4). Cette procédure extrait tous les isotopes du protactinium à la même vitesse que le retraitement pyrochimique ($T_{retr} = 450$ jours). Après un temps de séjour de 135 jours, ce qui correspond à cinq fois la durée de demi-vie du ^{233}Pa, le ^{233}Pa ayant majoritairement décru en ^{233}U, les isotopes d'uranium sont séparés, et le reste, dont le ^{231}Pa, est alors réinjecté dans le sel combustible (cœur).

Pour le sel de la couverture fertile des retraitements similaires sont modélisés. L'unité de bullage associée à la couverture fertile est modélisée d'une façon simple : les éléments gazeux et non-solubles sont extraits du sel fertile puis stockés (voir figure D.5). L'unité pyrochimique associée au sel fertile a cependant une composante en plus par rapport au sel combustible : les trans-thoriens sont ici extraits, puis stockés (voir figure D.6).

Il est important de remarquer que, dans les bilans de matière fissile mentionnés dans le chapitre 2, nous avons tenu compte des stocks d'uranium extrait du sel fertile et produit suite à l'extraction du sel combustible fictive du protactinium, ainsi que de l'alimentation en uranium, nécessaire pour garder la criticité en cœur tout le long du fonctionnement.

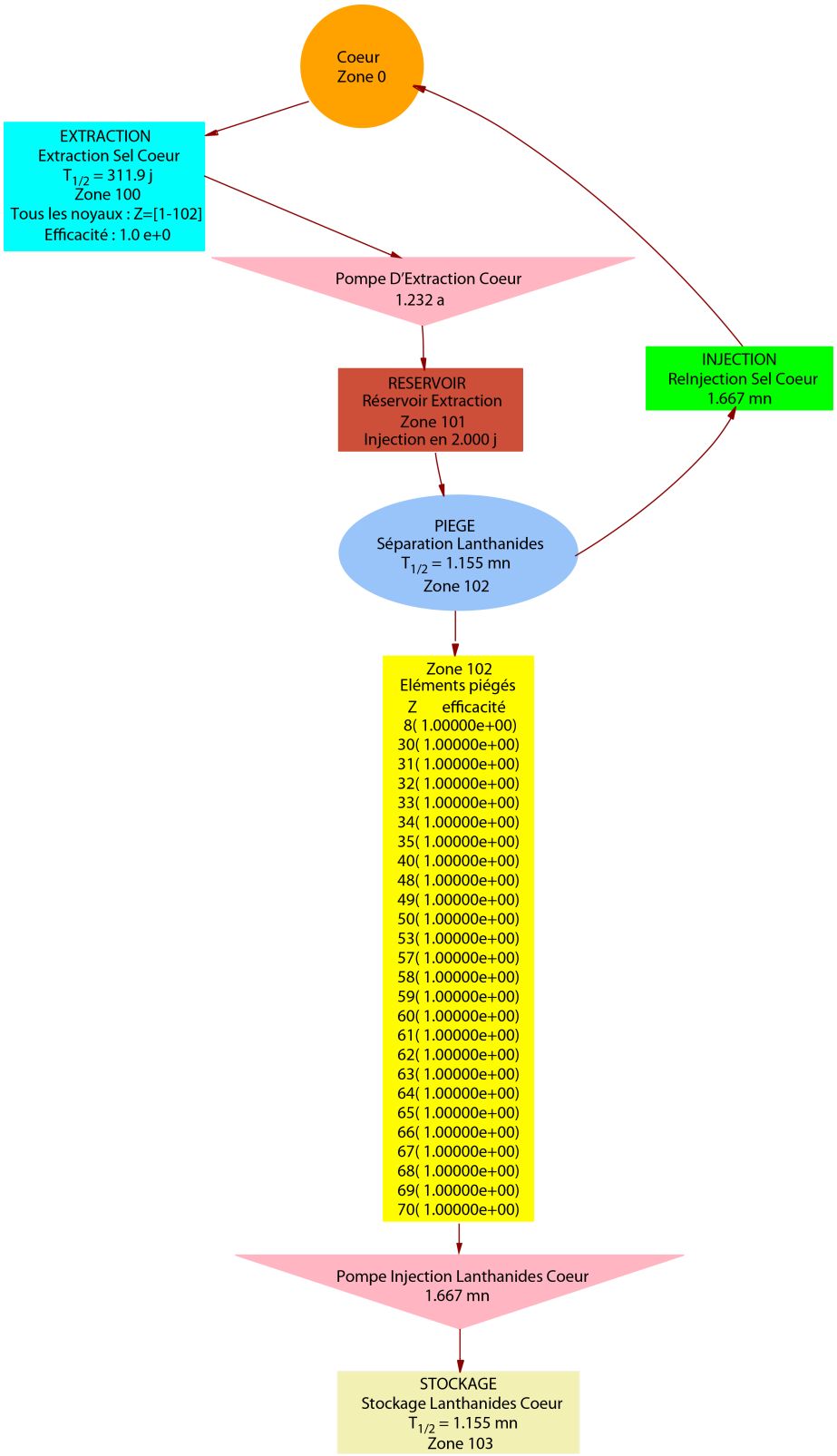

Figure D.2: Modélisation dans ERE de l'unité pyrochimique du sel combustible tenant compte du séjour de 2 jours de 40 litres de sel combustible et de l'extraction de certains produits de fission solubles

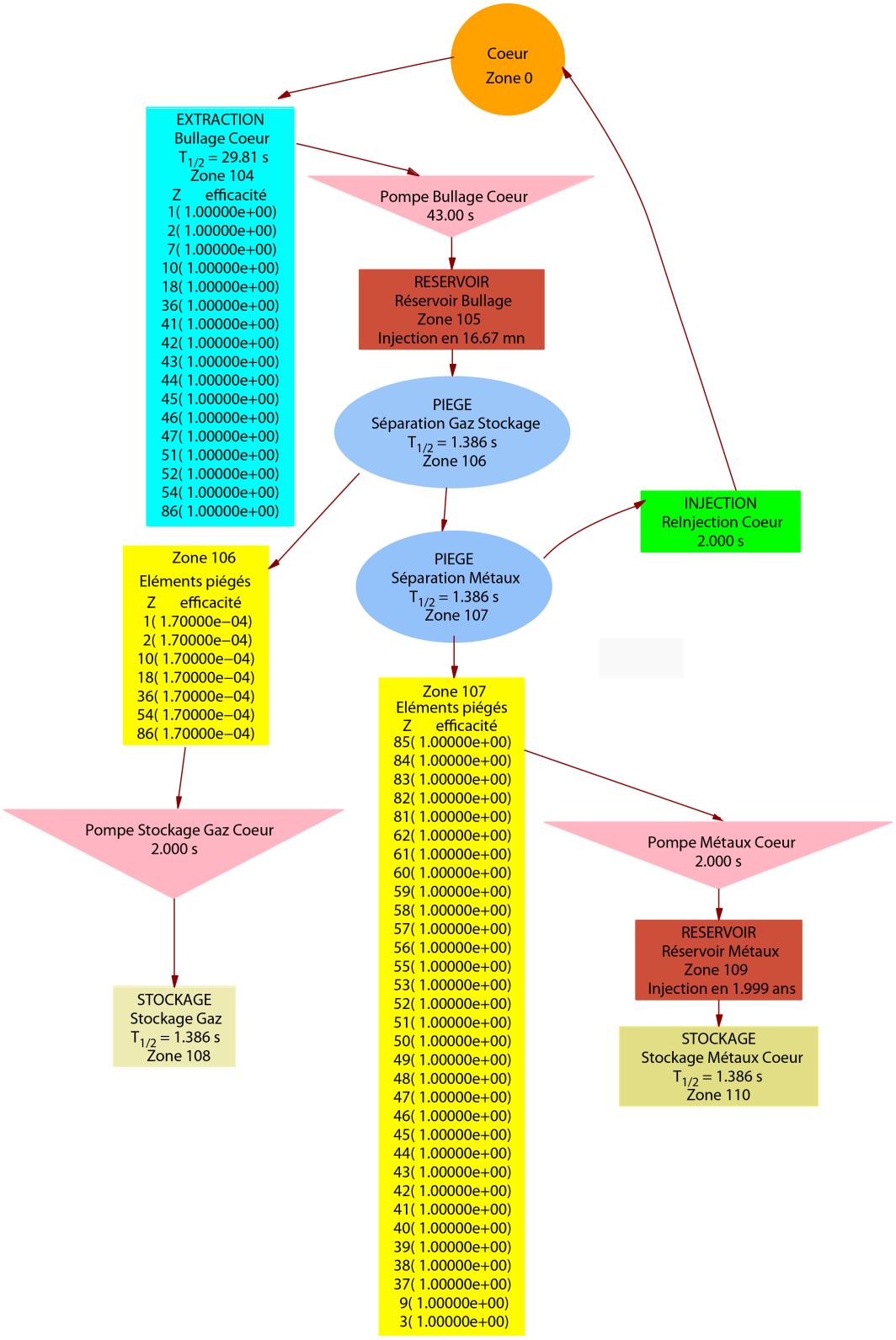

Figure D.3: Modélisation dans ERE de l'unité de bullage du sel combustible tenant compte des différentes étapes de séparation

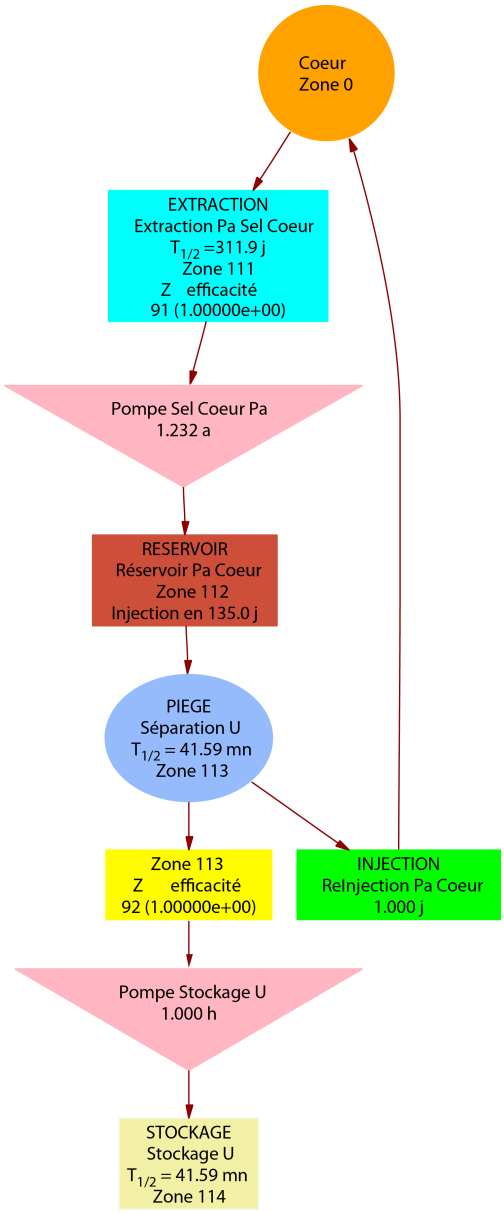

Figure D.4: Modélisation du retraitement fictif du protactinium du sel combustible permettant un meilleur ajustement de la criticité du réacteur pendant l'évolution

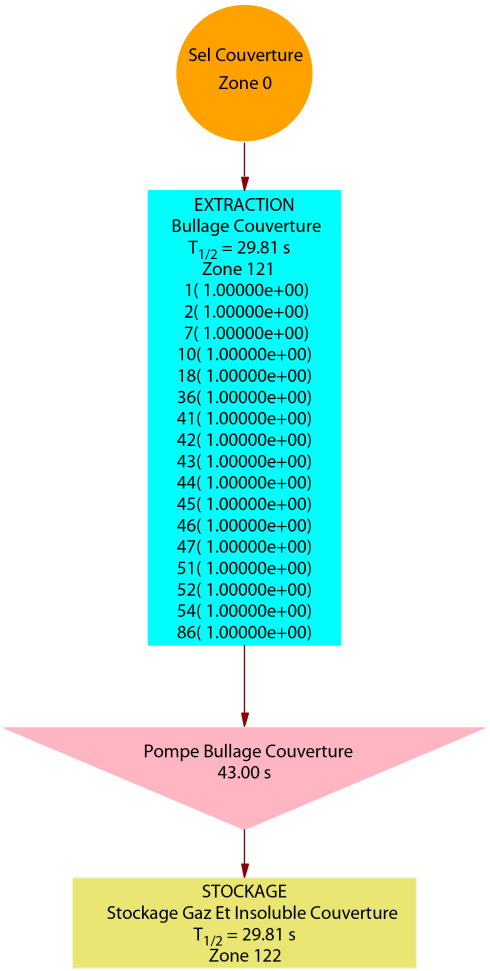

Figure D.5: Modélisation simple dans ERE de l'unité de bullage du sel de la couverture fertile

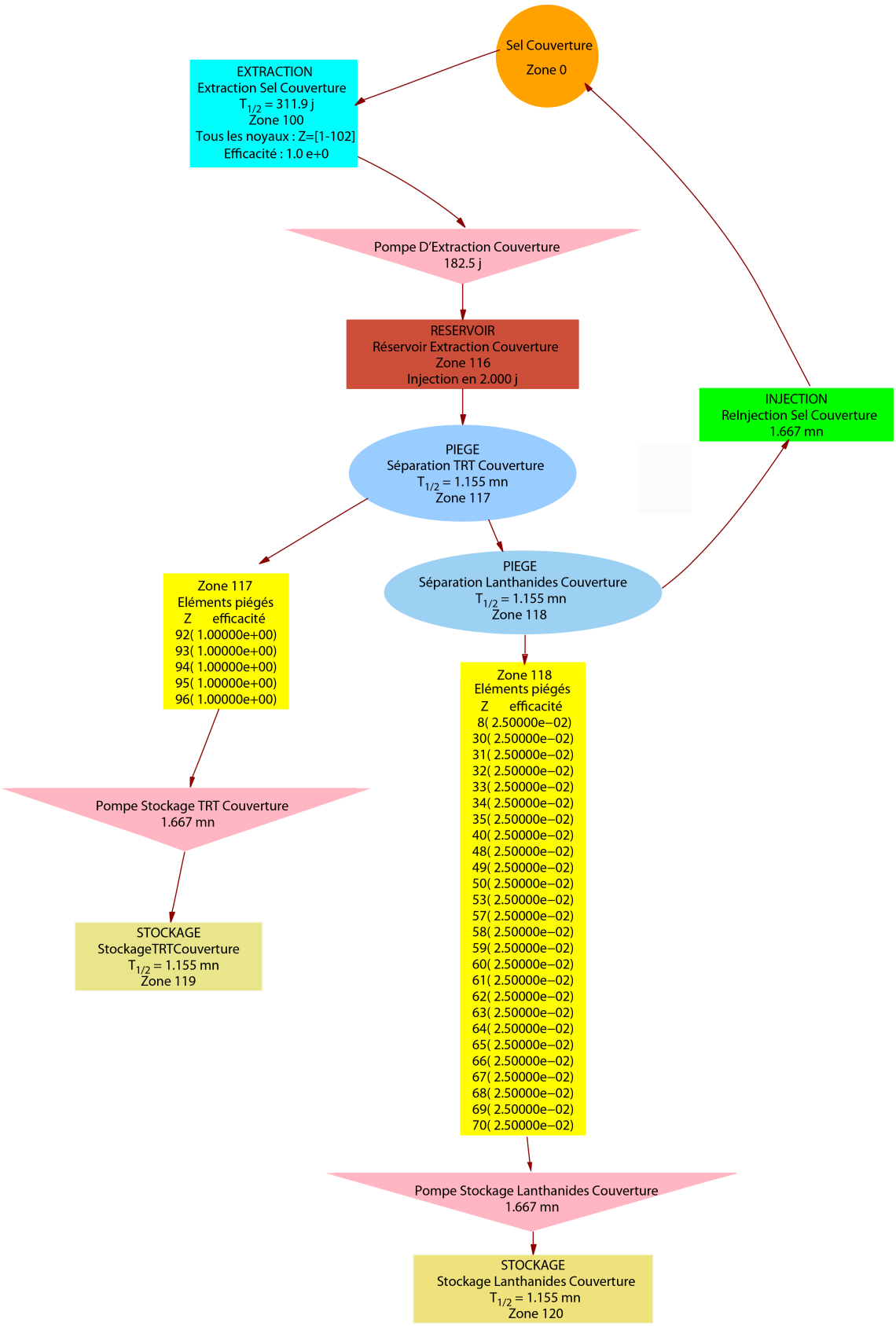

Figure D.6: Modélisation dans ERE de l'unité pyrochimique du sel de la couverture fertile tenant compte du séjour de 2 jours de 40 litres de sel fertile et de l'extraction de certains produits de fission solubles, et des trans-thoriens

E

Transitoires d'insertion de réactivité négative

Cette annexe a pour but de présenter le comportement du réacteur suite à une insertion de réactivité négative avec le modèle de cinétique point présenté dans la section 2.4.2. Sur la figure E.1 sont présentées les évolutions de la réactivité, la température et la puissance suite à une insertion de 500 pcm de réactivité négative en 1 et 10 s. Ces paramètres sont basés sur les études des initiateurs pouvant mener à un accident d'anomalie de réactivité (voir la section 5.2). Comme attendu, le réacteur se stabilise au bout d'une dizaine de secondes à sa puissance nominale, mais avec une température 100 K inférieure à sa valeur initiale. Le risque identifié pour ce type de transitoire est la baisse importante du sel combustible qui peut mener à d'autres risques mentionnés précédemment et résumés dans la table 5.2.

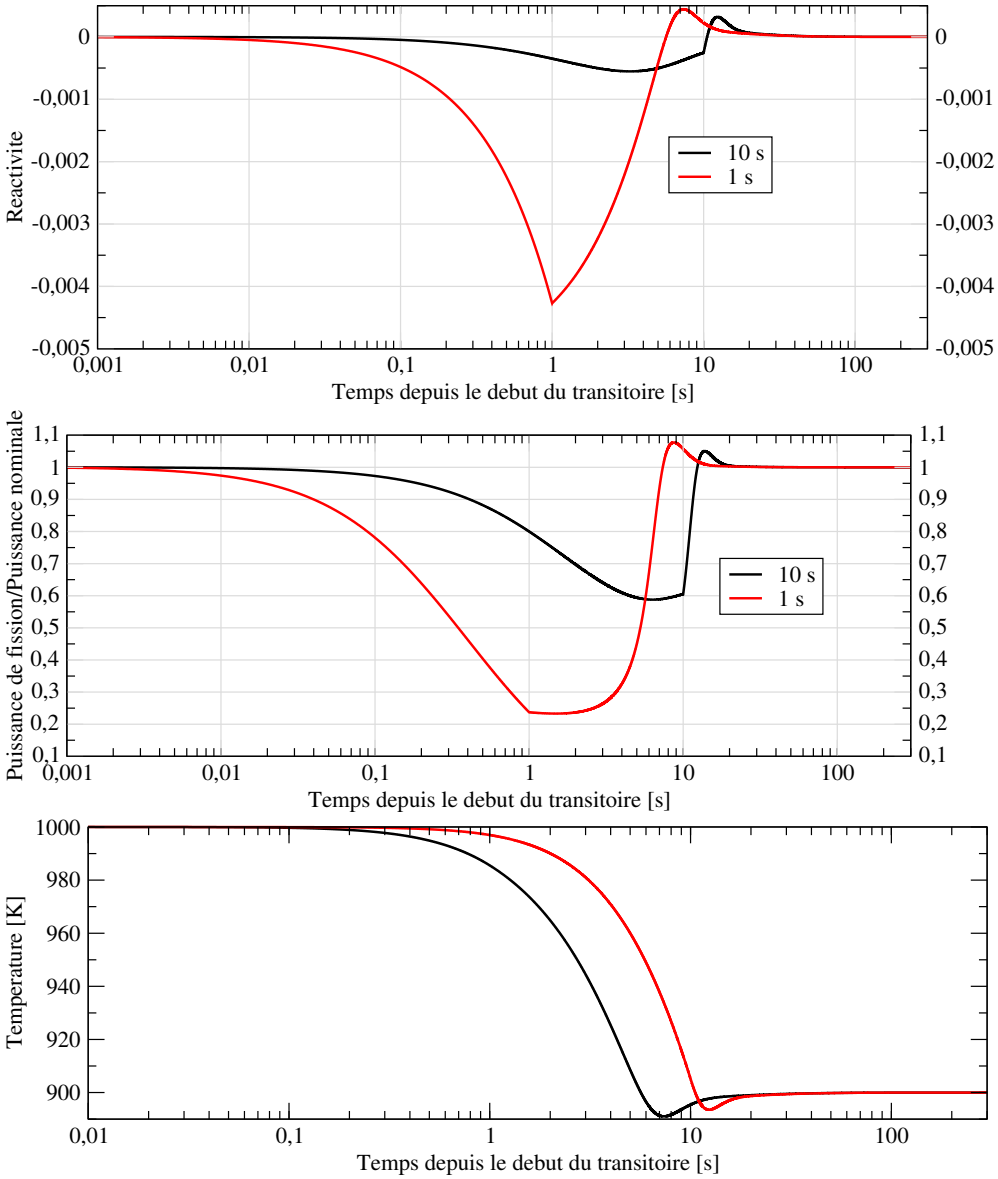

Figure E.1: Réactivité, puissance et température en fonction du temps suite à une insertion en 1 et 10 secondes de réactivité négative de 500 pcm

F

Isotopes radioactifs du terme source associé au réacteur MSFR

Le "terme source" est une expression technique utilisée pour décrire le rejet accidentel de matières radioactives à partir d'une installation nucléaire dans l'environnement. Ce ne sont pas seulement les niveaux de radioactivité libérée qui sont importants, mais aussi leur répartition dans le temps ainsi que les formes chimiques et physiques de ces matières.

Au vu du stade embryonnaire du concept MSFR, une étude du terme source ne peut pas se faire à l'heure actuelle. La base de l'étude du terme source est une liste de tous les isotopes radioactifs présents dans le réacteur MSFR, avec l'indication de la localisation de chaque élément et l'émission associée. Celle-ci, par contre, peut être calculée. Pour toute étude de dispersion et de répartition dans l'espace et le temps de chaque isotope, sa forme chimique, qui dépend de sa localisation, est primordiale.

Les tables F.1 à F.7 listent les quantités en nombre total de moles et les énergies dégagées par décroissances radioactives en MeV de l'ensemble des isotopes présents dans les sels combustible et fertile, ainsi que dans le circuit de gaz et dans le retraitement pyrochimique. L'inventaire en isotopes radioactifs dépend de l'historique du réacteur et de son mode de démarrage initial. Pour le sel combustible, outre la situation à l'équilibre (200 ans de fonctionnement), deux situations de démarrages sont listées (^{233}U ou ^{enr}U complété par des TRU). Ces compositions sont évaluées après 1 an de fonctionnement pour intégrer les PF générés. Ces tableaux regroupent les isotopes par classe de périodes radioactives dont la proportion atomique dépasse 10 ppb (partie par milliard = 10^{-9}).

Table F.1: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 seconde à 1 heure

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				Secondes	keV			Nombre total de moles					
Kr	36	89	0	189	1377	1836	0					0,0016	
Rb	37	88	0	1067	2072	637	0					0,0100	
Rb	37	89	0	909	939	2236	0					0,0075	
Rb	37	90	0	158	2049	1982	0					0,0006	
Y	39	91	1	2983	28	528	0	0,0222	0,0136	0,0216		0,0016	
Y	39	94	0	1122	1814	764	0	0,0154	0,0121	0,0152			
Nb	41	97	1	53	14	728	0					0,0004	
Nb	41	98	1	3078	771	2782	0					0,0003	
Nb	41	99	1	156	1446	655	0					0,0005	
Mo	42	101	0	877	543	1424	0					0,0065	
Mo	42	102	0	678	349	18	0					0,0040	
Mo	42	103	0	68	1250	1250	0					0,0002	
Tc	43	101	0	852	479	336	0					0,0065	
Tc	43	103	0	54	981	248	0					0,0002	
Tc	43	104	0	1098	1595	1890	0					0,0037	
Tc	43	105	0	456	1310	668	0					0,0011	
Ru	44	107	0	225	1084	345	0					0,0003	
Ru	44	108	0	273	454	454	0					0,0003	
Rh	45	103	1	3367	38	2	0					0,0143	
Rh	45	107	0	1302	432	312	0					0,0017	
Pd	46	111	0	1404	832	46	0					0,0015	
Ag	47	115	0	1230	779	1132	0					0,0010	
Cd	48	118	0	3018	161	0	0					0,0003	
In	49	117	0	2592	264	694	0					0,0007	
Sn	50	128	0	3546	250	603	0	0,0084					
Sb	51	128	1	624	945	1882	0					0,0002	
Sb	51	129	1	1062	999	1478	0					0,0003	
Sb	51	130	0	2370	1653	1653	0					0,0066	
Sb	51	130	1	378	1655	1655	0					0,0007	
Sb	51	131	0	1382	1059	1059	0					0,0064	
Sb	51	132	0	167	1255	2496	0					0,0002	
Sb	51	132	1	246	1276	2408	0					0,0003	
Sb	51	133	0	150	657	2184	0					0,0002	
Te	52	131	0	1500	712	420	0					0,0087	
Te	52	133	0	750	706	1189	0					0,0034	
Te	52	133	1	3324	376	1823	0					0,0202	
Te	52	134	0	2508	237	871	0					0,0186	
I	53	134	0	3150	623	2523	0	0,0162	0,0148	0,0158		0,0234	
Xe	54	135	1	917	94	426	0					0,0033	
Xe	54	137	0	229	1695	190	0					0,0023	
Xe	54	138	0	845	642	1124	0					0,0077	
Cs	55	138	0	2005	1246	2355	0					0,0184	
Cs	55	139	0	556	1640	345	0					0,0019	
Ba	56	141	0	1096	945	871	0	0,0134	0,0121	0,0133			
La	57	143	0	848	1237	252	0	0,0092	0,0085	0,0092			
Th	90	233	0	1338	412	37	0	0,3297	0,1231	0,2867	0,0321		
U	92	239	0	1408	410	52	0		0,1569				

Table F.2: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 heure à 1 jour

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				Heures	keV			Nombre total de moles					
Br	35	83	0	2,4	325	7	0	0,0215	0,0108	0,0206			
Kr	36	83	1	1,8	39	2	0					0,0151	
Kr	36	85	1	4,5	256	157	0					0,0718	
Kr	36	87	0	1,3	1330	788	0					0,0349	
Kr	36	88	0	2,8	371	1950	0					0,0959	
Sr	38	91	0	9,6	648	707	0	0,4367	0,2682	0,4252		0,0320	0,0004
Sr	38	92	0	2,7	181	1337	0	0,1313	0,0896	0,1285		0,0009	0,0000
Y	39	92	0	3,5	1437	252	0	0,1756	0,1184	0,1717		0,0012	0,0001
Y	39	93	0	10,2	1172	95	0	0,5265	0,3808	0,5162		0,0006	0,0005
Zr	40	97	0	16,7	702	159	0	0,7013	0,7111	0,7120	0,0036		0,0011
Nb	41	96	0	23,4	1062	1062	0					0,0018	
Nb	41	97	0	1,2	468	664	0					0,0516	0,0001
Tc	43	99	1	6	16	126	0					0,1938	
Ru	44	105	0	4,4	413	738	0					0,0406	
Pd	46	109	0	13,5	360	1	0					0,0596	
Pd	46	111	1	5,5	209	334	0					0,0007	
Pd	46	112	0	20,3	90	5	0					0,0930	
Ag	47	112	0	3,1	1319	1319	0					0,0144	
Ag	47	113	0	5,4	761	72	0					0,0162	
Cd	48	117	0	2,5	431	1078	0					0,0034	
Cd	48	117	1	3,4	207	2034	0					0,0010	
In	49	115	1	4,5	171	163	0					0,0139	
In	49	117	1	1,9	434	91	0					0,0024	
Sn	50	127	0	2,1	1067	1067	0	0,0108	0,0087	0,0105			
Sb	51	128	0	9	486	3048	0					0,0913	
Sb	51	129	0	4,4	355	1380	0					0,0614	
Te	52	127	0	9,3	224	5	0					0,0819	
Te	52	129	0	1,2	543	60	0					0,0170	
I	53	132	0	2,3	490	2256	0					0,0766	
I	53	133	0	20,8	409	612	0	0,2139	0,1772	0,2068		0,7093	0,0004
I	53	135	0	6,6	366	1578	0	0,2090	0,2500	0,2123		0,0303	0,0002
Xe	54	135	0	9,1	315	248	0					0,4179	0,0002
Ba	56	139	0	1,4	898	46	0	0,0507	0,0415	0,0496		0,0166	
La	57	141	0	3,9	963	27	0	0,1810	0,1598	0,1787		0,0006	0,0001
La	57	142	0	1,5	868	2325	0	0,0699	0,0584	0,0688			
Pr	59	142	0	19,1	721	721	0	0,0128	0,0091	0,0350			
Pr	59	145	0	6	602	602	0	0,1408	0,1492	0,1430			0,0001
Nd	60	149	0	1,7	502	370	0	0,0101	0,0159	0,0109			
Eu	63	157	0	15,2	454	454	0		0,0083				
Pb	82	212	0	10,6	175	145	0					0,0006	
Pa	91	234	0	6,8	386	1435	0	0,0838	0,0277	0,0672	0,0044		0,0000
Pu	94	243	0	5	174	25	0		0,0778				
Am	95	242	0	16	181	17	0		0,3967				
Am	95	244	0	10,1	308	843	0		0,1444				

Table F.3: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 jour à 1 mois

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				Jours	keV			Nombre total de moles					
As	33	77	0	1,6	227	227	0	0,0172		0,0165			0,0000
Br	35	82	0	1,5	143	2638	0			0,0128			
Rb	37	86	0	18,6	666	97	0	0,0236		0,0217			0,0009
Y	39	90	0	2,7	930	3	0	0,0433	0,0224	0,1188	0,0052	0,0433	0,0077
Nb	41	95	1	3,6	174	72	0					0,0375	0,0000
Mo	42	99	0	2,7	392	147	0					2,4149	
Rh	45	105	0	1,5	153	78	0					0,3227	
Ag	47	111	0	7,5	353	26	0					0,7007	
Cd	48	115	0	2,2	317	193	0	0,0235	0,0177	0,0232		0,1651	0,0001
Sn	50	117	1	13,6	158	156	0					0,0011	
Sn	50	121	0	1,1	115	0	0	0,1179	0,0847	0,1142		0,0005	0,0002
Sn	50	125	0	9,6	805	316	0	0,4639	0,4480	0,4602			0,0018
Sb	51	126	0	12,4	332	2754	0					0,1772	
Sb	51	127	0	3,8	315	658	0					0,8293	
Te	52	131	1	1,2	183	1449	0					0,3161	
Te	52	132	0	3,2	103	234	0					2,6022	
I	53	131	0	8	193	383	0	0,2073	0,1382	0,1955		5,5248	0,0007
Xe	54	131	1	11,9	143	21	0					0,1001	
Xe	54	133	0	5,2	136	46	0					5,5485	0,0006
Xe	54	133	1	2,2	192	41	0					0,0980	
Cs	55	136	0	13	142	2146	0	0,6433	0,3484	0,5991			0,0039
Ba	56	140	0	12,8	309	182	0	12,6106	11,1814	12,4442	0,0590	1,0102	0,0509
La	57	140	0	1,7	535	2313	0	1,7325	1,4863	1,7129	0,0088	0,1325	0,0073
Ce	58	143	0	1,4	429	279	0	1,3127	1,2027	1,3162	0,0062		0,0029
Pr	59	143	0	13,6	315	0	0	12,5965	11,5404	12,6408	0,0608	0,0003	0,0525
Nd	60	147	0	11	271	138	0	3,3027	4,1428	3,4755	0,0190		0,0133
Pm	61	148	0	5,4	726	576	0	0,1888	0,2032	0,3336	0,0035		0,0007
Pm	61	149	0	2,2	367	13	0	0,3079	0,4865	0,3353			0,0009
Pm	61	151	0	1,2	303	324	0	0,0744	0,1405	0,0808			0,0002
Sm	62	153	0	1,9	268	63	0	0,0477	0,1281	0,0668			0,0001
Eu	63	156	0	15,2	448	1283	0	0,0957	0,4058	0,1629	0,0100		0,0005
Tb	65	161	0	6,9	201	34	0		0,0109				
Th	90	231	0	1,1	165	26	0	0,0591	0,0239	0,0559			0,0001
Pa	91	232	0	1,3	168	936	0	0,0166		0,0664			0,0001
Pa	91	233	0	27	196	216	0	531,194	195,728	462,806	55,4999		1,9929
U	92	237	0	6,8	200	143	0		0,9443	2,9016			0,0093
Np	93	238	0	2,1	232	644	0		2,1317	0,8393			0,0019
Np	93	239	0	2,4	263	182	0		22,6555				

Table F.4: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 mois à 1 an

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				Jours	keV			Nombre total de moles					
Sr	38	89	0	50,5	582	1	0	15,1671	6,6442	14,4175	0,0738	32,7640	0,0735
Y	39	91	0	58,7	602	5	0	57,9679	35,2179	56,9832	0,2924	4,2007	0,2784
Zr	40	95	0	64	118	731	0	65,1543	56,1740	65,8765	0,3354	0,0011	0,2627
Nb	41	95	0	35	45	764	0					30,9634	0,0054
Ru	44	103	0	39,3	66	498	0					14,6081	
Ag	47	110	1	249,8	69	2761	0					0,0006	
Cd	48	115	1	44,6	602	34	0	0,0342	0,4028	0,1056		0,3524	0,0004
Sn	50	119	1	293	78	11	0	5,5485	4,7099	7,5606	0,0496	0,7647	0,0254
Sn	50	123	0	129,2	520	8	0	1,6431	1,5488	1,8017	0,0106	0,0002	0,0067
Sb	51	124	0	60,2	382	1863	0					0,0770	
Te	52	125	1	58	109	36	0					0,4638	
Te	52	127	1	109	82	12	0					3,3961	
Te	52	129	1	33,8	240	39	0					3,0852	
Ce	58	141	0	32,5	170	77	0	34,2072	30,1499	33,8830	0,1672	0,1188	0,1386
Ce	58	144	0	284,9	91	19	0	106,588	109,752	148,405	0,9892	0,0029	0,5017
Tb	65	160	0	72,3	612	612	0	0,0086	0,0480	0,0301	0,0102		0,0001
Cm	96	242	0	162,9	10	1	6200		63,3122	0,9877			0,0018
Bk	97	249	0	320	33	0	0			0,0125			

Table F.5: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 an à 1000 ans

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				Ans	keV			Nombre total de moles					
H	1	3	0	12,30	6	0	0					408,916	0,0780
Kr	36	85	0	10,70	251	2	0					138,214	0,0264
Sr	38	90	0	28,90	196	0	0	163,986	86,2020	450,905	20,1605	171,855	28,9776
Nb	41	93	1	16,10	29	2	0					0,0005	
Ru	44	106	0	1,00	10	0	0					29,9326	
Cd	48	113	1	13,70	183	0	0					0,5755	
Sn	50	121	1	55,00	35	5	0	2,1701	1,4022	6,0229	0,3368	0,0113	0,0137
Sb	51	125	0	2,80	101	430	0					37,6889	0,0003
Cs	55	134	0	2,10	163	1554	0	0,3200	0,2684	0,5578	0,0057		0,0348
Cs	55	137	0	30,20	187	0	0	58,3100	49,1446	161,524	7,4688	423,668	11,3709
Pm	61	146	0	5,50	94	754	0			0,0084			
Pm	61	147	0	2,60	62	0	0	49,3153	63,3521	95,2232	0,9444		0,2791
Sm	62	151	0	90,00	20	0	0	11,0403	21,6445	25,3135	1,0840		0,0675
Eu	63	152	0	13,50	129	1164	0		0,0090	0,1034	0,0236		0,0001
Eu	63	154	0	8,60	274	1245	0	0,5489	1,3799	4,3829	1,0417		0,0063
Eu	63	155	0	4,80	67	64	0	1,2510	5,1017	4,1730	0,2450		0,0088
Ac	89	227	0	21,80	15	1	69			0,0255			0,0001
Th	90	228	0	1,90	22	3	5495			1,3603	0,0036		0,0065
U	92	232	0	69,80	17	2	5397	2,1583	0,6145	55,5611	0,1451		0,2633
Pu	94	238	0	87,70	11	2	5580		1004,48	676,952			2,4338
Pu	94	241	0	14,40	5	0	0		2662,04	48,1323			0,1073
Am	95	241	0	432,70	39	28	5572		963,050	12,0433			0,0242
Am	95	242	1	141,00	42	5	24		14,0064	0,4907			0,0009
Cm	96	243	0	30,00	139	133	5940		2,9774	0,1623			0,0003
Cm	96	244	0	18,10	9	1	5892		287,599	13,5213			0,0099
Cf	98	249	0	351,00	30	329	5928			0,0379			
Cf	98	250	0	13,10	6	6	6262			0,0243			

Table F.6: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 10^3 ans à 10^6 ans

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				10^3 ans	keV			Nombre total de moles					
C	6	14	0	5,7	49	0	0						0,0001
Se	34	79	0	600,0	52	0	0	6,2507	3,1325	16,7766	1,0315		0,0392
Kr	36	81	0	210,0	5	7	0					0,0004	
Nb	41	94	0	20,0	168	1572	0					0,0180	
Tc	43	99	0	211,3	101	0	0					444,404	
Sn	50	126	0	207,0	121	58	0	32,2788	27,9989	94,4549	7,7432		0,2107
La	57	137	0	60,0	0	0	0			0,0206			0,0000
Th	90	229	0	7,3	116	90	4947	0,0828		0,7082	0,0111		0,0034
Th	90	230	0	75,4	12	1	4747	0,1041	0,0520	8,1401	0,0797		0,0317
Pa	91	231	0	32,8	52	39	5061	10,2770	4,0010	43,7546	2,7317		0,2076
U	92	233	0	159,3	8	1	4904	21357,4	2206,54	19991,6	251,310		93,4577
U	92	234	0	245,7	14	1	4842	615,073	54,6875	7558,33	3,4620		34,8448
Np	93	236	0	152,0	240	153	8		0,0306	0,0400			0,0002
Pu	94	239	0	24,1	7	1	5237		13662,9	276,039			0,9289
Pu	94	240	0	6,6	11	1	5243		6767,10	238,448			0,6056
Pu	94	242	0	373,5	9	1	4973		2030,06	40,0727			0,0545
Am	95	243	0	7,4	24	57	5359		566,866	12,4293			0,0127
Cm	96	245	0	8,5	81	94	5448		35,4680	4,4827			0,0026
Cm	96	246	0	4,7	8	3	5514		3,6826	3,1447			0,0006
Cm	96	248	0	340,0	6	579	19810			0,3718			

Table F.7: Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 10^6 ans à 10^9 ans

Isotopes					Énergie émise			Sel combustible				Retraitement	
Élément	Z	A	Isomère	Demi-vie	E_β	E_γ	E_α	Démarré 233U (1 an)	Démarré enrU+TRU (1 an)	Équilibre (200 ans)	Couverture fertile	Unité gaz	Unité pyrochimique
				10^6 ans	keV			Nombre total de moles					
Zr	40	93	0	1,50	19	0	0	257,0499	184,1596	743,9119	52,84584	0,67130	1,68276
Tc	43	98	0	4,20	599	599	0					0,00075	
Pd	46	107	0	6,50	9	0	0					58,68240	
I	53	129	0	15,70	54	25	0	0,14657	0,15186	0,39565	0,02369	191,9606	0,00092
Cs	55	135	0	2,40	67	0	0	2,51370	1,70839	7,06524	0,41346	556,1210	3,12692
Sm	62	146	0	100,00	0	0	2571			0,01245			
U	92	235	0	703,80	48	168	4463	20,82959	10664,47	2170,609	0,10012		9,88352
U	92	236	0	23,40	10	1	4564	0,43202	633,2136	2379,253			9,74969
Np	93	237	0	2,10	70	34	4863		1594,280	613,7127			2,40486
Cm	96	247	0	16,00	22	303	5028		0,08073	0,64137			0,00007

G

Comparaison de deux modèles de cinétique point d'un combustible liquide

Les équations présentées précédemment (de 2.12 à 2.15) et rappelées ci-dessous (G.3 et G.4) sont nommées dans cette annexe comme "modèle B". Ces équations ont la même forme que les équations de cinétique point d'un combustible solide, la fraction de neutrons retardés étant remplacée ici par la fraction utile de neutrons retardés à la réaction en chaîne pour prendre en compte la circulation du fluide combustible.

Ces équations ne sont cependant pas identiques à celles utilisées dans la thèse [27] (voir équations G.3 et G.3), d'où est extraite la méthode de calcul de la fraction utile de neutrons retardés. Cette annexe a pour but de comparer les deux jeux d'équations.

Dans ces deux jeux d'équations le même coefficient de fuite a_i est utilisé (voir l'équation 2.17). Cependant, ce coefficient a été tout d'abord introduit non seulement comme un facteur correctif de la fraction de neutrons retardés, mais a aussi été directement utilisé dans les équations de cinétique point (nommé "modèle A" par la suite).

Modèle A :

$$\frac{\partial P}{\partial t}(t) = \frac{\rho(t) - \beta_{utile}}{l(1-\rho(t))} P(t) + A \sum_i \lambda_i C_i(t) \tag{G.1}$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial t}(t) = \frac{\beta^i P(t)}{l(1-\rho(t))A} - (\lambda_i + a_i) C_i(t) \tag{G.2}$$

Ainsi, l'équation G.2 de la densité des précurseurs en cœur tient compte de leur fuite par circulation grâce au coefficient a_i. La correction de l'abondance des précurseurs utiles à la réaction en chaîne a lieu dans l'équation d'évolution, alors que, dans le jeu des équations de G.3 et G.4, cette correction se fait lors de la création des précurseurs via le β^i_{utile}.

Modèle B :

$$\frac{\partial P}{\partial t}(t) = \frac{\rho(t) - \beta_{utile}}{l(1-\rho(t))} P(t) + A \sum_i \lambda_i C_i(t) \tag{G.3}$$

$$\frac{\partial C_i}{\partial t}(t) = \frac{\beta^i_{utile} P(t)}{l(1-\rho(t))A} - \lambda_i C_i(t) \tag{G.4}$$

Pour la plupart des transitoires, ces deux jeux d'équations montrent un comportement identique du réacteur. Néanmoins, pour un transitoire rapide de perte d'extraction de puissance une légère différence a pu être observée. Afin de vérifier le bon suivi des précurseurs des deux modèles, nous avons comparé ces derniers au modèle de cinétique point par zone. Sur la figure G.1 est présentée l'évolution de la température en fonction du temps lors d'une baisse instantanée de 100% à 4% de la puissance extraite.

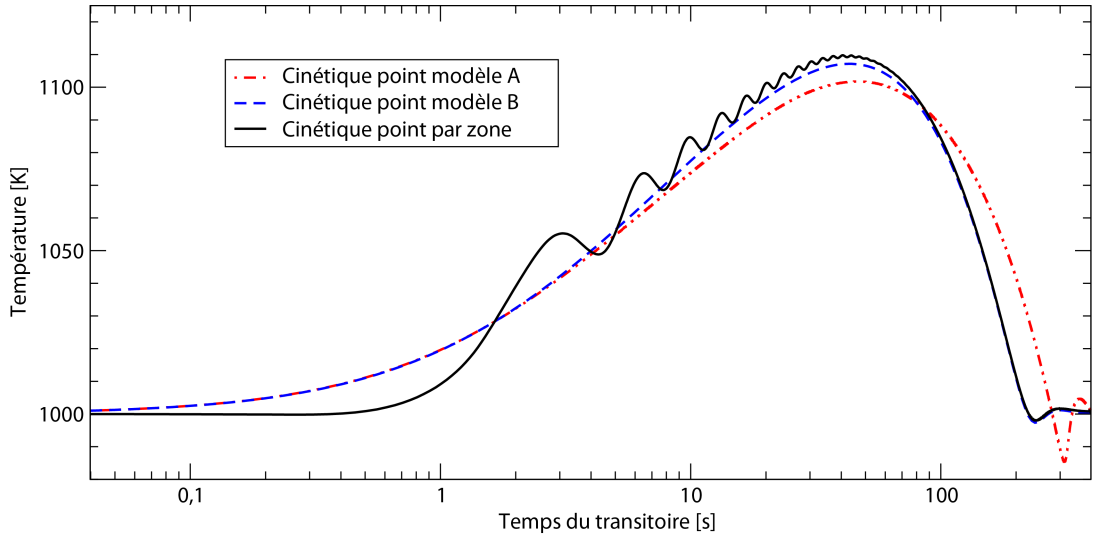

Figure G.1: Évolution de la température en fonction du temps suite à une baisse instantanée de 100% à 4% de la puissance extraite évaluée avec le modèle A de cinétique point, et le modèle B utilisant directement β^i_{utile} et le modèle de cinétique point par zone

Comme mentionné précédemment, les différences observées à court terme sont dues à l'extraction de chaleur simulée directement en cœur pour les modèles de cinétique point simples. Au bout de quelques dizaines de secondes, nous pouvons alors observer que le modèle A s'écarte du comportement de la cinétique point par zone. Cependant, les équations du modèle B avec une correction à l'origine de la création des précurseurs suit bien la même évolution à long terme. L'explication de la meilleure adéquation de ce modèle n'a pas pu être approfondie pendant cette thèse. Néanmoins, du fait de son meilleur accord avec le modèle de cinétique point par zone, le modèle B a été retenu pour la suite des études.

H

Compléments sur le modèle du MSFR dans COUPLE

Deux aspects sur l'utilisation des modèles du MSFR dans COUPLE sont détaillés dans cette annexe. D'une part, nous présentons l'impact de la géométrie cylindrique simple proposée dans le benchmark neutronique (voir chapitre 2) sur la circulation du sel combustible. D'autre part, nous montrons le problème de convergence pendant un calcul de transitoire.

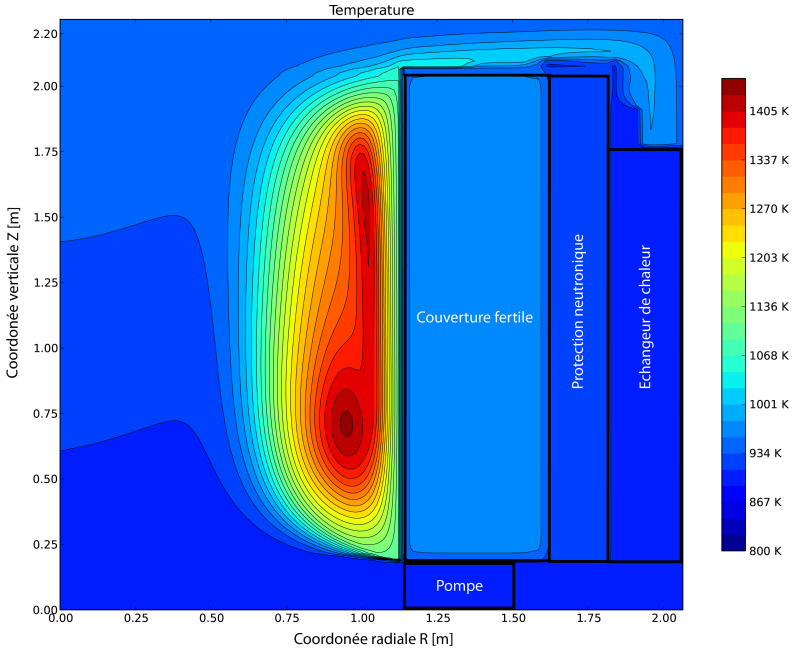

Figure H.1: Distribution de température du sel combustible obtenue avec le code COUPLE, utilisant un modèle de pompe imposant une vitesse purement horizontale en entrée cœur et d'échangeur de chaleur imposant une température d'entrée cœur

La géométrie simple, telle que définie dans le benchmark neutronique, a été implémentée dans les simulations du code COUPLE, décrit dans la section 2.4.4. En se basant sur des modèles d'échangeur de chaleur imposant une température au fluide, et de pompe imposant une vitesse purement horizontale en entrée cœur, une recirculation importante a lieu près de la paroi de la couverture fertile, comme montré sur les figures H.1 et H.2. Cette recirculation conduit à une augmentation de température locale du sel combustible très importante allant jusqu'à 1400 K.

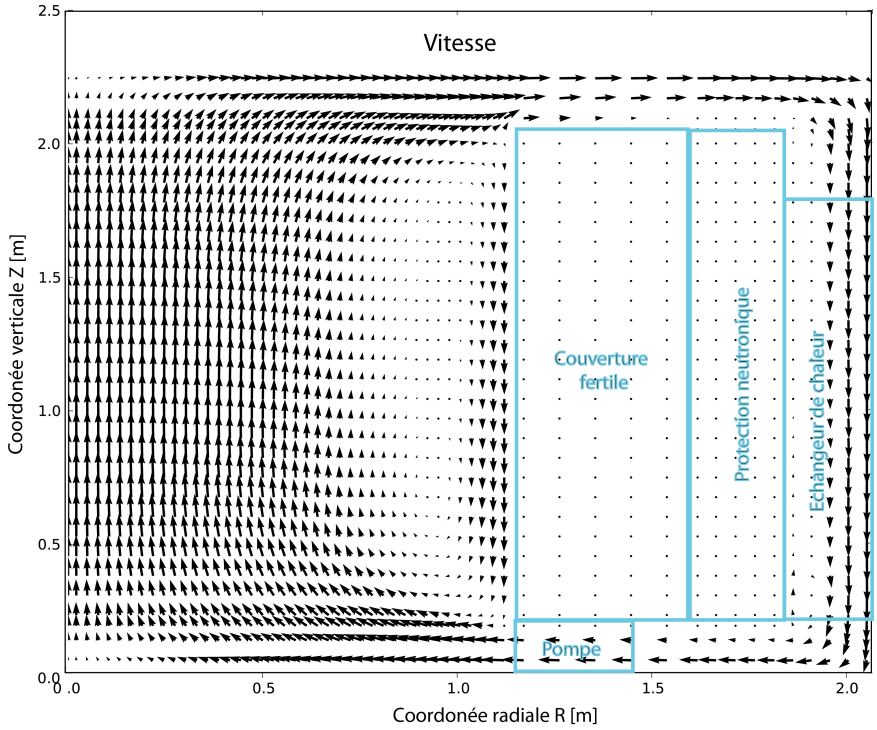

Figure H.2: Champs de vitesse du sel combustible obtenue avec le code COUPLE, utilisant un modèle de pompe imposant une vitesse purement horizontale en entrée cœur et d'échangeur de chaleur imposant une température d'entrée cœur

Afin d'éviter cette recirculation importante la géométrie doit être optimisée, comme présenté sur la figure 2.5 à gauche. Dans les autres simulations COUPLE décrites dans ce manuscrit, nous avons choisi d'optimiser la circulation en ajustant le profil d'injection de la pompe, comme présenté sur la figure 2.39.

Les oscillations numériques mentionnées précédemment (cf. la section 2.4.4) sont détaillées sur la figure H.3. Sur cette figure, sont présentées les variations en fonction du temps de la température moyenne en cœur et du flux neutronique. Pour ce transitoire, tous les paramètres sont gardés constants. Nous pouvons observer des oscillations amorties sur la température moyenne, de l'ordre de 10 K, et sur la puissance, de l'ordre de quelques % de la valeur nominale. Les calculs convergent donc vers un nouveau état stable. Ces observables subissent des fluctuations numériques fortement sensibles aux modèles de pompe et d'échangeur de chaleur utilisés pour la simulation. Des modèles de pompe imposant une perte de pression et de l'échangeur de chaleur imposant une puissance extraite peuvent notamment permettre une convergence plus rapide.

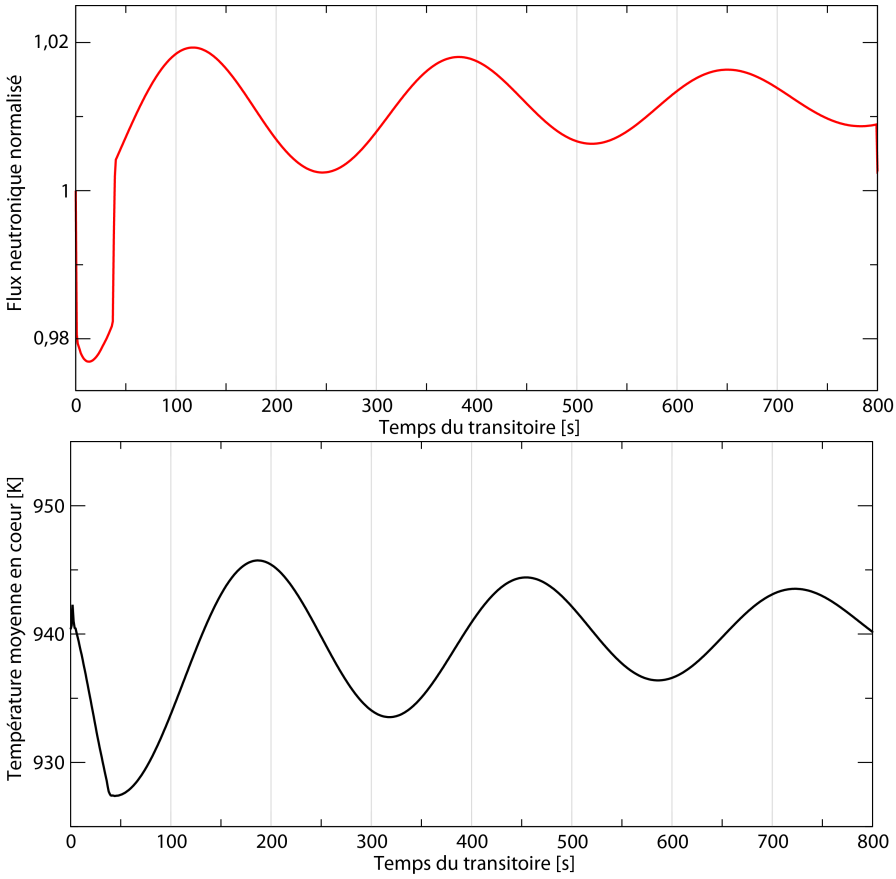

Figure H.3: Transitoire à paramètres constants : température moyenne en cœur et flux neutronique normalisé à sa valeur initiale

Table des figures

1.1 Évolution de la demande mondiale en énergie primaire de 1970 à 2050 selon deux scénarios : sans changement de la politique énergétique actuel (en rouge) et une politique de réduction d'émission du CO_2 très ambitieuse avec une utilisation plus efficace des ressources d'énergie primaires [1] 12
1.2 Concentrations atmosphériques de CO_2, de CH_4 et de N_2O durant les 10 000 dernières années et depuis 1750 (en médaillon). Les mesures proviennent des carottes de glace (symboles de couleurs différentes correspondant aux diverses études) et d'échantillons atmosphériques (courbes rouges), extraits du rapport de synthèse des changements climatiques 2007 du GIEC [2] 13
1.3 Évolution de la température moyenne de l'ensemble du globe, des terres émergées et des océans, mesurée (traits noirs), modélisation en considérant l'influence sur l'altération de l'équilibre des énergies entrantes et sortantes du système Terre-atmosphère d'origine naturelle (bleu), et d'origine humaine (rose) 14
1.4 L'évolution des réacteurs nucléaires regroupés par générations [6] 16
1.5 Réacteur à sels fondus de IV^{ème} génération 19
1.6 Fission induite par neutron produisant des fragments de fission et des neutrons prompts 20
1.7 Carte des nucléides (Z, N) avec la représentation de la vallée de stabilité : les noyaux stables en noir, et les noyaux instables en bleu, vert, jaune avec une durée de vie décroissante ; une représentation schématique de la fission de l'^{235}U 20
1.8 Sections efficaces de capture et de fission de l'^{241}Am et de l'^{243}Am extraites de la base ENDF-B.VII 22
1.9 Carte de nucléides (Z,N) avec la signalisation des réactions des cycles uranium/plutonium et thorium/uranium, ainsi que quelques autres réactions principales de ces cycles 23
1.10 Neutrons disponibles après l'enclenchement de la réaction en chaîne pour la régénération du fissile dans les cycles uranium/plutonium (en rouge) et thorium/uranium (en bleu) 23
1.11 Chaîne de décroissance de l'isotope ^{232}U avec émission d'un gamma de 2,6 MeV 25
1.12 A gauche : la structure du cœur en graphite du réacteur du MSRE, à droite : les échangeurs de chaleur 27

2.1 Schéma de principe du cœur et des boucles de recirculation du MSFR : sel combustible (en vert transparent), couverture fertile (en rouge), pompes (en bleu) et échangeurs de chaleur (en orange) 32
2.2 A gauche : sel LiF à l'état solide massif (photographie fournie par Véronique Ghetta, LPSC), à droite : sel fondu (FLi-NaF-KF) à 500°C (photographie fournie par Sylvie Delpech, IPNO) 33
2.3 Schéma de fonctionnement des unités de retraitement associées au réacteur MSFR 35
2.4 Représentation schématique des différents composants autour du cœur du réacteur 37

2.5 Sur la gauche : distribution de température du sel combustible dans le cœur [23] et dans la boucle de recirculation du MSFR ; Sur la droite : vue schématique d'un quart du cœur du réacteur et des systèmes l'entourant, le sel combustible circulant dans le sens montant en cœur et descendant dans les boucles de recirculation . . 42
2.6 Schéma du fonctionnement du code d'évolution autour du MCNP 47
2.7 Sections efficaces neutroniques de capture (n,γ) de l'^{233}U extraits des bases ENDF/B-VI, ENDF/B-VII.1 et JEFF-3.1 52
2.8 Sections efficaces neutroniques de capture (n,γ) du ^{232}Th extraits des bases ENDF/B-VI, ENDF/B-VII.1 et JEFF-3.1 53
2.9 Spectre neutronique de la composition de démarrage à l'^{233}U, aux TRU et de la composition à l'équilibre, utilisant la base de données JEFF-3.1 53
2.10 Spectre neutronique d'un REP (en bleu), d'un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium (en rouge) et du MSFR (en vert) 54
2.11 A gauche : Section efficace de diffusion élastique du ^{19}F et du ^{7}Li, et section efficace de diffusion inélastique du ^{19}F extraites de la base JENDL-3 ; à droite : Sections efficaces de diffusion inélastiques du ^{19}F extraites des bases JENDL-3, ENDF/B-VI et JEFF-3.1 ; En dessous : Spectre neutronique pour la composition du démarrage à l'^{233}U calculé avec les bases de données JENDL-3, ENDF/B-VI et JEFF-3.1 55
2.12 Représentation schématique de l'élargissement d'un pic de résonance dans la section efficace d'absorption en rouge pour T_2, en bleu pour T_1, avec $T_2 > T_1$ . . . 56
2.13 Évolution du coefficient de multiplication k_{eff} en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour la configuration de démarrage à l'^{233}U 57
2.14 A gauche : production d'uranium, correspondant au bilan hors cœur : uranium produit dans la couverture - alimentation en uranium du sel combustible ; à droite : alimentation en thorium du sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur 58
2.15 Évolution de la composition du sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour la configuration de démarrage à l'^{233}U en traits pleins et le démarrage aux TRU en traits pointillés 58
2.16 En haut : gain de régénération ; en bas : taux de régénération en fonction du temps de fonctionnement du réacteur 60
2.17 Taux de déplacements d'atome dans les matériaux de structure en fonction du temps de fonctionnement du réacteur, pour des couches de profondeur différentes du réflecteur axial supérieur 62
2.18 Sections efficaces contribuant à la production d'hélium dans l'alliage base nickel composant les réflecteurs 62
2.19 Production moyenne d'hélium (à gauche) et d'hydrogène (à droite) en fonction du temps d'irradiation pour différentes couches en profondeur du réflecteur axial supérieur 63
2.20 Production moyenne d'hélium en fonction du temps d'irradiation et de la profondeur à laquelle s'effectue cette production du réflecteur axial supérieur en utilisant la base de données JEFF-3.1 63
2.21 A gauche : inventaire en tungstène ; à droite : taux de transmutation du tungstène en fonction du temps d'irradiation et de la profondeur à laquelle s'effectue cette production du réflecteur axial supérieur 64
2.22 Inventaire critique ajusté par différents partenaires/codes pour le MSFR démarré à l'^{233}U avec $k_{\text{eff}} = k_{prompt} + \beta_{utile} = 1$ ou $k_{prompt} = 1$ 66

2.23 Inventaire critique ajusté par différents partenaires/codes pour le MSFR démarré aux TRU avec $k_{eff} = k_{prompt} + \beta_{utile} = 1$ ou $k_{prompt} = 1$ 67
2.24 Spectre du flux neutronique évalué avec des codes probabilistes par POLIMI (SERPENT), POLITO (SERPENT) et LPSC (MCNP) en utilisant la base de données JEFF-3.1 67
2.25 Spectre du flux neutronique évalué avec des codes déterministes par POLIMI (ERANOS), TU Delft (DALTON) et HZDR (HELIOS), comparé au spectre continu obtenu au LPSC (MCNP) 68
2.26 Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de démarrage du MSFR à l'^{233}U évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC 68
2.27 Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de démarrage du MSFR aux TRU évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC 69
2.28 Fraction efficace de neutrons retardés pour la composition de l'équilibre évaluée par POLITO (SERPENT), POLIMI (ERANOS et SERPENT), TU Delft et LPSC 69
2.29 Coefficients de contre-réaction thermique densité et Doppler évalués pour les compositions de démarrage et la composition à l'équilibre par KI, LPSC et POLIMI . 70
2.30 Évolution du coefficient de contre-réactions en fonction du temps de fonctionnement du MSFR suite pour un démarrage aux TRU, correspondant aux données des tables de la figure 2.29 71
2.31 Évolution du coefficient de contre-réactions en fonction du temps de fonctionnement du MSFR suite pour un démarrage aux TRU, correspondant aux données des tables de la figure 2.29 71
2.32 Évolution des inventaires du sel combustible en noyaux lourds et des produits de fission évaluée par POLIMI (SERPENT), KI et LPSC utilisant la même base de données ENDF-B.VI 72
2.33 Évolution des inventaires du sel combustible en noyaux lourds et des produits de fission des évaluations de POLIMI (SERPENT) utilisant trois différentes bases de données ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1 72
2.34 Évolution de l'inventaire du sel combustible en uranium et en ^{233}U des évaluations de POLIMI (SERPENT), KI et LPSC utilisant la même base de données ENDF-B.VI 73
2.35 Évolution de l'inventaire du sel combustible en uranium et en ^{233}U des évaluations de POLIMI (SERPENT) utilisant trois différentes bases de données ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1 74
2.36 A gauche : évolution de l'inventaire des isotopes de plutonium évalué par POLIMI (SERPENT), KI et LPSC avec la même base de données ENDF-B.VI ; à droite : évolution de l'inventaire du sel combustible des isotopes de plutonium évalué par POLIMI (SERPENT) avec trois différentes bases de données (ENDF-B.VI, ENDF-B.VII et JEFF-3.1) 74
2.37 Évolution de l'inventaire des produits de fission dans le sel combustible en fonction du temps de fonctionnement du réacteur 75
2.38 Distribution de température représentée sur une tranche du réacteur, en cœur et hors cœur, modélisée avec le modèle de cinétique point par zone 78

2.39 Distribution de température des états stationnaires avec deux modèles de l'échangeur de chaleur : à gauche en imposant une puissance extraite et à droite en imposant une température au sel combustible ; entre le cœur neutronique et la boucle de recirculation (contenant l'échangeur de chaleur et la pompe), se trouvent la couverture fertile et la protection neutronique (B_4C) telles que définies dans le benchmark neutronique 82
2.40 Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point par zone (en noir) comparé au code COUPLE (en rouge) et au modèle cinétique point (en bleu - volume d'inertie thermique correspondant à 18 m^3 de sel), pour des variations instantanées de puissance extraite de 100 % à 150 % (en traits pleins) et à 50 % (en pointillés) 83
2.41 Haut : variation de puissance de fission calculée avec le modèle cinétique point par zone (en noir) comparé au code COUPLE (en rouge), pour une baisse exponentielle de la puissance extraite de 100 % vers 50 %, 25 % et 4 % selon $exp(-t/\tau)$, avec $\tau = 100$ s ; bas : variation de température calculée avec le modèle cinétique point par zone pour ces trois transitoires 85

3.1 A gauche : probabilité d'échec (p) ou de succès (1-p) d'un événement initiateur ; à droite : représentation schématique d'un ensemble de séquences menant à un événement redouté 89
3.2 Tableau d'évaluation des accidents en fonction de leur probabilité d'occurrence et de la gravité des conséquences (Diagramme Farmer) 90
3.3 Schéma des systèmes du réacteur MSFR avec la représentation des 3 barrières de confinement (rose, bleu clair et gris) 96
3.4 Principe de la méthodologie ISAM incluant ses 5 outils analytiques distincts [49] 99
3.5 Extrait du QSR de la méthodologie ISAM ; les questions sont en anglais pour garder l'authenticité de l'expression originale ; les réponses consistent en explications avec s'il y a lieu un avis : favorable, défavorable ou neutre. Nous nous sommes basés sur le concept de référence du MSFR avec des commentaires si nécessaires concernant d'éventuelles alternatives pour le design. 105
3.6 Représentation schématique des étapes d'une analyse systémique de risque . . . 114
3.7 Schéma explicatif des méthodes : inductives selon le déroulement du temps, déductives dans le sens inverse 115
3.8 Deux types de connecteurs logiques utilisés dans la représentation des arbres de défaillance 116
3.9 Les fonctions du sel combustible liées à la sûreté avec l'indication de l'échelle de temps sur laquelle ces fonctions représentent un rôle de sûreté (CT : court terme, LT : long terme) 119
3.10 Ressources et fonctions du sous-systèmes circuit combustible, les associations des fonctions aux ressources sont indiquées par les flèches, dont la couleur sert à améliorer la lisibilité du schéma 121
3.11 Schéma logique des fonctions de la pompe du circuit combustible, avec les modes de défaillance associés 123
3.12 Schéma des liens logiques de la fonction de génération du débit du circuit combustible, avec les modes de défaillance associés 123
3.13 Arbre de défaillances initié par un arrêt de pompe 124
3.14 Analyse préliminaire de risque des événements initiés par un arrêt de pompe . . . 125
3.15 Schéma des circuits de sel combustible, de sel fertile et de bullage du MSFR . . . 127

3.16 Arbre de défaillance associé à l'événement redouté de vidange du sel combustible à chaud sans perte de confinement 129
3.17 L'arbre de défaillance associé à l'événement redouté de vidange du sel combustible à chaud avec perte de confinement 130

4.1 Puissance résiduelle du combustible UOX (enrichi à 3,25% en ^{235}U) pour un taux de combustion de 33 GW·jour/tonnes en fonction du temps de refroidissement [56] 135
4.2 Comparaison des calculs d'ECI avec ceux de DECROI de la chaleur de décroissances due à une fission élémentaire de l'^{233}U à gauche et l'^{235}U à droite 137
4.3 Comparaison des calculs d'ECI avec ceux de SERPENT de la chaleur émise par une composition isotopique donnée du sel combustible 138
4.4 Distribution des fragments de fission en fonction de leur nombre de masse A pour l'^{235}U en spectre thermique ($< E_{neutron} >$ = 0,0235 eV, en rouge) et l'^{233}U en spectres rapide ($< E_{neutron} >$ = 500 keV, en noir) et thermique (en bleu) ; à gauche en représentation linéaire - à droite en représentation logarithmique ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1 139
4.5 Puissance résiduelle des produits de fission suite à une fission pour les deux noyaux ^{233}U (courbes verte et bleue) et ^{235}U (courbes noire et rouge) en spectre rapide et thermique ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1 140
4.6 A gauche : incertitudes sur les rendements de fragments de fission ($\pm\sigma$) ; A droite : répercussion de ces incertitudes sur la puissance résiduelle d'une fission ; base de données des rendements de fission : JEFF-3.1.1 141
4.7 A gauche : Différence des rendements de fission dY_i de l'^{235}U en spectre thermique et de l'^{233}U en spectre rapide en fonction du nombre atomique A ; à droite : Puissance émise 10 s après la fission par les vecteurs isotopiques des différences de rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique respectivement dY_i^{235U} et dY_i^{233U}, en fonction du nombre atomique A 142
4.8 Puissance résiduelle des produits de fission suite à une fission en spectre rapide pour cinq noyaux : ^{233}U, ^{235}U, ainsi que ^{239}Pu, ^{240}Pu et ^{241}Pu ; la puissance résiduelle des produits de fission du ^{238}Pu n'est pas représentée sur le graphe pour des raisons de lisibilité 145
4.9 Puissance résiduelle du réacteur MSFR dans le sel combustible (en bleu), l'unité de bullage (en noir) et l'unité de retraitement (en vert), et somme de ces puissances (en rouge) après 100 ans de fonctionnement du réacteur démarré à l'^{233}U 148
4.10 Puissance résiduelle du réacteur MSFR dans le sel combustible, l'unité de bullage, l'unité de retraitement et somme de ces puissances après 100 ans de fonctionnement du réacteur démarré à l'^{233}U avec une modélisation plus précise de l'unité de retraitement et l'unité de bullage 149
4.11 Puissance résiduelle du sel combustible et ses deux contributions : les produits de fission et les actinides, avec le détail de la puissance produite par le ^{233}Th et le ^{233}Pa 151
4.12 A gauche : sensibilité de la puissance résiduelle du sel combustible à la vitesse d'extraction des produits de fission par le système de bullage ; à droite : sensibilité de la somme des puissances du sel combustible, du système de bullage et de l'unité de retraitement à la vitesse d'extraction des produits de fission par le système de bullage 152

4.13 A gauche : sensibilité de la puissance résiduelle du sel combustible à la vitesse de retraitement chimique des produits de fission ; à droite : sensibilité de la somme des puissances du sel combustible, système de bullage et unité de retraitement à la vitesse de retraitement chimique des produits de fission 153
4.14 Écart relatif de l'énergie totale produite par les compositions du sel combustible après 6 mois, 1 an et 10 ans de fonctionnement relativement à celle de la composition d'équilibre après 100 ans de fonctionnement 154
4.15 Écart relatif de l'énergie totale produite par les compositions du sel combustible après 6 mois, 1 an et 10 ans de fonctionnement pour un démarrage avec des TRU par rapport à celle de la composition d'équilibre après 100 ans de fonctionnement 155
4.16 Puissance résiduelle du sel de la couverture fertile, avec les contributions des produits de fission et des deux actinides principaux (^{233}Th et ^{233}Pa) contenus dans le sel fertile, avec la puissance du système de bullage et de l'unité de retraitement associés à la couverture fertile 156
4.17 Contribution à la chaleur résiduelle des produits de fission en fonction du nombre de masse A pour la composition à l'équilibre et la composition de démarrage à l'^{233}U, équivalent à une fission élémentaire ; à gauche : 10 s après l'arrêt de la réaction en chaîne ; à droite : 100 s après l'arrêt de la réaction en chaîne 157

5.1 Arbre de défaillances menant à une insertion de réactivité positive ou négative . 162
5.2 Volume autour du cœur neutronique occupé en fonctionnement normal par la protection thermique radiale en fonction de son épaisseur (évaluation d'après l'expression analytique de la géométrie) 163
5.3 Variation de réactivité en fonction de la fraction de sel fertile remplacé par du sel combustible 164
5.4 Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point pour une insertion de réactivité de 500 pcm instantanée (en bleu), en 1 s (en vert), 10 s (en rouge) et 100 s (en noir) 167
5.5 Variations de réactivité, de puissance de fission, et de température calculées avec le modèle cinétique point par zone comparé au modèle cinétique point (volume d'inertie thermique de 18 m^3), pour une insertion de réactivité de 500 pcm en 1 s (en noir), 10 s (en bleu) et 100 s (en rouge) ; l'insertion de réactivité en 1 s est également présentée avec le modèle cinétique point pour un volume d'inertie thermique équivalent à 9 m^3 168
5.6 Arbre de défaillances menant à la perte de refroidissement du sel combustible . . 170
5.7 Transitoires évalués avec le modèle cinétique point par zone pour une perte de la source froide en 1 s, 30 s et 60 s : puissance extraite (courbes pointillées) et la puissance générée par le sel combustible avec les fissions et puissance résiduelle (courbes pleines) 171
5.8 Température du sel combustible en considérant seulement la puissance résiduelle (en rose), évaluée avec le modèle cinétique point par zone pour une perte de la source froide en 1 s (en rouge), 30 s (en noire) et 60 s (en bleu) 172
5.9 Puissance extraite (en traits pointillés) et puissance de fissions (en trait plein) correspondante pour un transitoire de perte de la source froide par palier suivant une exponentielle de temps caractéristique 0,1 s (en vert), 1 s (en rouge), 10 s (en bleu) et 100 s (en noir) 173

5.10 Température moyenne du sel combustible en cœur suite à un transitoire de perte de la source froide par palier et exponentiellement en 0,1 s (en vert), 1 s (en rouge), 10 s (en bleu) et 100 s (en noir) 173
5.11 Transitoires de baisse du débit de 100% → 0% avec τ = 1 s, 10 s et 30 s, et de 100% → 10% avec τ = 10 s : vitesse et température moyennes en cœur et puissance de fission normalisée en fonction du temps après le début du transitoire 176
5.12 Distribution de température dans le circuit combustible, représentée sur une moitié du cœur et des boucles de recirculation, pour le transitoire de perte de débit dans le circuit combustible de 1 → 0 exponentiellement avec un temps caractéristique τ de 10 s : initiale (en haut à gauche), 100 secondes (en haut à droite) et 400 secondes (en bas) après le début du transitoire ; état initial identique pour tous les transitoires utilisant le modèle d'échangeur de chaleur avec une température fixe 177
5.13 Vitesse et température moyennes en cœur, température en entrée et en sortie du cœur et puissance de fission en cœur suite à une augmentation de la vitesse moyenne du sel en cœur de 100% à 150% de sa valeur nominale selon une loi exponentielle avec un temps caractéristique τ de 10 secondes 180

A.1 Circuits du MSFR : sel combustible (en vert), sel de la couverture fertile (en marron), gaz du système de bullage (en violet), sel intermédiaire (en orange), eau (en bleu) 190

B.1 Principe de refroidissement du sel combustible dans le réservoir de vidange . . . 192
B.2 Masse d'eau dans la piscine nécessaire au stockage de la puissance résiduelle en fonction de la puissance évacuée par l'échangeur intermédiaire 192
B.3 Schéma de principe des systèmes et des connections entre le circuit combustible, le réservoir de vidange et le réservoir de stockage 193
B.4 Représentation schématique du fonctionnement du réservoir de vidange du sel combustible et son refroidissement par de l'eau ; en haut à gauche : la distribution du sel lors de la vidange ; en haut à droite : les gaps dans les plaques permettant l'écoulement de l'eau, et les tuyaux permettant l'écoulement du sel ; en bas à gauche : l'écoulement de l'eau le long du réservoir du sel ; en bas à droite : la coupe d'une plaque de séparation eau/sel 194
B.5 Le coefficient de multiplication neutronique en fonction de la densité de l'eau dans la piscine évalué pour quatre configurations : 5 cm de sel combustible sans protection (en violet), 5 cm de sel combustible entouré d'1 cm d'alliage base nickel, appelé Hastelloy, (en rose), 5 cm de sel combustible entouré de 2 cm d'alliage base nickel (en bleu claire) et 5 cm de sel combustible entouré de 2 cm d'alliage base nickel et de 8 cm de B_4C (en vert) 195
B.6 Coefficient de multiplication neutronique évalué pour un étalement du sel combustible dans une géométrie cylindrique au fond de la piscine et entouré d'eau 196

C.1 Puissance émise par la différence des rendements de l'^{233}U en spectre rapide et de l'^{235}U en spectre thermique en fonction du nombre de masse A 197
C.2 Puissance émise par la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique 100 s après la fission 199

D.1 Principe de suivi des isotopes hors cœur modélisé dans ERE 201

D.2 Modélisation dans ERE de l'unité pyrochimique du sel combustible tenant compte du séjour de 2 jours de 40 litres de sel combustible et de l'extraction de certains produits de fission solubles 203
D.3 Modélisation dans ERE de l'unité de bullage du sel combustible tenant compte des différentes étapes de séparation 204
D.4 Modélisation du retraitement fictif du protactinium du sel combustible permettant un meilleur ajustement de la criticité du réacteur pendant l'évolution 205
D.5 Modélisation simple dans ERE de l'unité de bullage du sel de la couverture fertile 206
D.6 Modélisation dans ERE de l'unité pyrochimique du sel de la couverture fertile tenant compte du séjour de 2 jours de 40 litres de sel fertile et de l'extraction de certains produits de fission solubles, et des trans-thoriens 207

E.1 Réactivité, puissance et température en fonction du temps suite à une insertion en 1 et 10 secondes de réactivité négative de 500 pcm 210

G.1 Évolution de la température en fonction du temps suite à une baisse instantanée de 100% à 4% de la puissance extraite évaluée avec le modèle A de cinétique point, et le modèle B utilisant directement β^i_{utile} et le modèle de cinétique point par zone 220

H.1 Distribution de température du sel combustible obtenue avec le code COUPLE, utilisant un modèle de pompe imposant une vitesse purement horizontale en entrée cœur et d'échangeur de chaleur imposant une température d'entrée cœur 221
H.2 Champs de vitesse du sel combustible obtenue avec le code COUPLE, utilisant un modèle de pompe imposant une vitesse purement horizontale en entrée cœur et d'échangeur de chaleur imposant une température d'entrée cœur 222
H.3 Transitoire à paramètres constants : température moyenne en cœur et flux neutronique normalisé à sa valeur initiale 223

Liste des tableaux

1.1 Émissions types de CO_2 de la production électrique (valeurs pour les kWh d'EDF), extrait du document [3] . . . 15
1.2 Actinides présents au chargement et au déchargement (quantités en $kg/TWh_{électrique}$) d'un REP pour un taux de combustion de 33 000 MWj/t avec un enrichissement en ^{235}U de 3,5 % et après un refroidissement de 3 ans [8] . . . 21

2.1 Propriétés thermodynamiques du sel binaire LiF-ThF_4 (78%-22%), mesurées dans le cadre du projet ISTC #3749 [18] . . . 34
2.2 Flux neutronique moyen provenant du cœur ($< \Phi_{Coeur \rightarrow Echangeur} >$) dans l'échangeur de chaleur pour trois configurations : avec la couverture fertile et la protection neutronique (1), seulement la couverture fertile (2) ou seulement la protection neutronique (3) . . . 39
2.3 Rapports des fractions de neutrons retardés pour l'^{233}U en spectre rapide [22] . . . 40
2.4 Flux neutronique dans l'échangeur de chaleur et le gain de régénération pour différentes épaisseurs des deux matériaux envisagés comme protection neutronique : B_4C et alliage base nickel (NiCrW) ; le coefficient d'atténuation du flux neutronique et le flux incident évalué pour chaque matériau est également précisé. . . . 41
2.5 Définition des paramètres du MSFR pour le benchmark neutronique . . . 43
2.6 Composition initiale (%atomique) du matériau de structures, un alliage base nickel avec une densité de 10 [24] . . . 44
2.7 Proportion des isotopes dans le vecteur des transuraniens issus de REP sans multi-recyclage pour un taux de combustion de 60 GW·jour/tonnes et après 5 ans de stockage [25] . . . 45
2.8 Fraction de neutrons retardés utile à la réaction en chaîne β_{utile} avec les valeurs intermédiaires de son évaluation, pour trois compositions du sel combustible étudiées : la composition initiale avec démarrage aux TRU, à l'^{233}U et la composition à l'équilibre . . . 50
2.9 Inventaire initial ajusté pour atteindre $k_{eff} = \beta_{utile} + k_{prompt} = 1$ pour deux types de démarrage (TRU et ^{233}U) et pour deux bases de données (ENDF/B-VI et JEFF-3.1) . . . 51
2.10 Taux de réactions d'une composition initiale de démarrage du réacteur à l'^{233}U (détaillée dans la colonne gauche de la table 2.9) pour deux bases de données ENDF/B-VI et JEFF-3.1 . . . 52
2.11 Flux neutronique total dans différentes cellules du réacteur extrait des simulations neutroniques . . . 56
2.12 Coefficient de contre-réactions total et ses deux composantes due à l'effet Doppler et à la dilatation pour trois compostions du sel combustible en démarrant le réacteur à l'^{233}U et aux TRU ainsi que la composition à l'équilibre . . . 57

2.13 Composition du sel combustible après 200 ans de fonctionnement 59

2.14 Taux de transmutation du tungstène dans le réflecteur axial supérieur après un an d'irradiation 65

2.15 Trois types de dégâts d'irradiation neutronique évalués dans les premières couches du réflecteur axial supérieur ; évaluations faites en moyennant les valeurs obtenues entre 6 mois et 10 ans, ce qui correspond à des valeurs plus réalistes au vu du remplacement régulier prévu pour ces couches ; production d'He évaluée sur 10 ans de fonctionnement avec la base de données JEFF-3.1 65

3.1 Les sous-systèmes définis dans le modèle du MSFR avec les ressources et les fonctions de sûreté associées 126

4.1 Puissance résiduelle par fission pour deux bases de données JEFF-3.1.1 et ENDF/B-VI, à l'instant t=1 s après la fission et énergie totale émise par les produits de fission (intégrale de la puissance) 140

4.2 Puissance émise par chaque isotope de la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et de l'^{235}U en spectre thermique 10 s après la fission, classée par ordre décroissant de l'importance ; I = état isomérique, 0 - état fondamental, 1 - état métastable ; $T_{1/2}$ = durée de demi-vie ; dY_i = différence des rendements de l'isotope i ; dP_i = puissance émise lors de la désintégration 10 s après la fission par l'isotope i ; la couleur du fond sert à distinguer les isotopes du pic léger (jaune pâle) de ceux du pic lourd (bleu pâle) 143

4.3 Taux de fission des noyaux lourds normalisés au taux de fission total à l'équilibre (à gauche) et au démarrage avec des transuraniens (à droite) dans le MSFR . . . 145

4.4 Puissance résiduelle des produits de fission à l'instant t=1 s après la fission, l'énergie totale émise par les produits de fission (intégrale de la puissance) pour un spectre neutronique rapide et l'énergie totale de fission extraite de la base de données JEFF-3.1.1 146

4.5 Puissance instantanée à t=1 s après l'arrêt du réacteur, normalisée à la puissance nominale de 3 GW_{th}, pour une configuration de retraitement simple (définie dans le benchmark neutronique) et précise (détaillée dans l'annexe D) ; la colonne somme ne tient pas compte des stockages finaux des éléments 150

4.6 Contributeurs essentiels à la puissance résiduelle des produits de fission pour la composition d'équilibre à t=100 s après l'arrêt de la réaction en chaîne. Ici sont listées leurs productions directement par la fission avec les incertitudes associées, ou indirectement en passant par des désintégrations ou des réactions nucléaires d'autres produits de fission. La ligne Somme présente les valeurs correspondant à la somme des isotopes listés dans cette table et la dernière ligne donne la somme pour tous les produits de fission du sel. Dans ces deux dernières lignes, aucune valeur n'est donnée pour le taux de production par décroissance car les isotopes sont couplés par leur décroissance aussi la somme de leur décroissance est-elle dépourvue de sens. 158

5.1 Accidents principaux de l'espace critique du MSFR listés par événements initiateurs 161

5.2 Résumé des phénomènes physiques importants et des risques identifiés, avec les barrières mises en place ou envisagées pour chaque type d'accident du MSFR . . 182

C.1 Puissance émise par chaque isotope de la différence des rendements de fission de l'^{233}U en spectre rapide et l'^{235}U en spectre thermique 1 s après la fission, classée par ordre décroissant de l'importance ; I = état isomérique, 0 - état fondamental, 1 - état métastable ; $T_{1/2}$ = durée de demi-vie ; Q = différence des rendements ; P = puissance émise lors de la désintégration 1 s après la fission 198

F.1 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 seconde à 1 heure 212
F.2 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 heure à 1 jour . . 213
F.3 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 jour à 1 mois . . 214
F.4 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 mois à 1 an . . . 215
F.5 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 1 an à 1000 ans . . 216
F.6 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 10^3 ans à 10^6 ans . 217
F.7 Inventaires d'isotopes radioactifs en mole pour les périodes de 10^6 ans à 10^9 ans . 217

Bibliographie

[1] Nuclear Energy Agency Organisation for economic co operation and development. "Nuclear Energy today". Technical Report ISBN 978-92-64-99204-7, 2012. (Historical data : OECD Factbook 2010 Projections : Based on IEA Baseline and Blue Map scenarios, Energy Technology Perspectives 2010).

[2] GIEC : Groupe d'experts intergouvernemental sur l'évolution du climat. *"Bilan 2007 des changements climatiques : Rapport de synthèse"*. ISBN 92-9169-222-0, 2008.

[3] CEA. *"Mémento sur l'énergie 2012"*. CEA ISSN-1280-9039, 2012.

[4] Institut de Radioprotection et de sûreté nucléaire. *"Tchernobyl 17 ans après"*. Avril 2003. Dossier d'information.

[5] Prévention routière. 2013. http ://www.preventionroutiere.asso.fr/.

[6] Le site officiel du Forum International de Génération VI. http ://www.gen-4.org/.

[7] R. Brissot et J.P. Shapira. *"Aval du cycle électronucléaire - Transmutation et incinération des déchets nucléaires"*. 2003.

[8] Stéphanie Sala. *Réduction de la radiotoxicité des déchets nucléaires à vie longue : études théoriques et stratégiques de la transmutation des actinides mineurs et des produits de fission dans les réacteurs électronucléaires.* Thèse en doctorat, Université de Provence, Marseille, 26 juin 1995.

[9] Inventaire national des matières et déchets radioactifs. *"Rapport de synthèse 2012"*. 2012.

[10] L'Agence International de l'Énergie Atomique. *"Role of thorium to supplement fuel cycles of future nuclear energy systems"*. ISBN 978-92-0-125910-3, Vienna 2012.

[11] "MSRE Design and operations report - Part I : Description of Reactor Design". Technical report, Oak-Ridge National Laboratory, january 1965.

[12] Alexis Nuttin. *Potentialités du concept de réacteur à sels fondus pour une production durable d'énergie nucléaire basée sur le cycle thorium en spectre épithermique.* Thèse en doctorat, Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2002.

[13] Ludovic Mathieu. *Cycle Thorium et Réacteurs à Sel Fondu : Exploration du champ des Paramètres et des Contraintes définissant le Thorium Molten Salt Reactor.* Thèse en doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2005.

[14] Elsa Merle-Lucotte. *Le cycle Thorium en Réacteurs à sels fondus peut-il être une solution au problème énergétique du XXI siècle ? Le concept de TMSR-NM.* Mémoire d'habilitation à diriger la recherche, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2008.

[15] E. Merle-Lucotte, D. Heuer, M. Allibert, X. Doligez, and Ghetta V. "Minimizing the fissile inventory of the Molten Salt Fast Reactor". In *Proceedings Advances in Nuclear Fuel Management IV (ANFM 2009), Hilton Head Island, South Carolina, USA, 2009.*

[16] D. Heuer, E. Merle-Lucotte, M. Allibert, M. Brovchenko, V. Ghetta, and P. Rubiolo. "Towards the Thorium Fuel Cycle with Molten Salt Fast Reactors". *Annals of Nuclear Energy*, Volume 64 :pp 421–429, 2014.

[17] E. Merle-Lucotte, M. Allibert, M. Brovchenko, V. Ghetta, D. Heuer, P. Rubiolo, et al. "Preliminary design assessment of the Molten Salt Fast Reactor". In *Transactions of European Nuclear Conference (ENC2012), Manchester, UK, 9-12 December 2012.*

[18] V. Ignatiev, O. Feynberg, A. Merzlyakov, et al. "Progress in Development of MOSART Concept with Th Support". In *Proceedings of International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2012) Chicago, USA, 2012.*

[19] Xavier Doligez. *Influence du retraitement physico-chimique du sel combustible sur le comportement du MSFR et sur le dimensionnement de son unité de retraitement.* Thèse en doctorat, Institut polytechnique de Grenoble, 2010.

[20] V. Ghetta et al. "Boucle en convection forcé pour l'étude du nettoyage en ligne de caloporteurs de type sel fondu". In *Actes de Conférence des Materiaux, Nantes, 2010.*

[21] *Autorité de Sûreté Nucléaire.* http ://www.asn.fr/.

[22] A. d'Angelo. "Overview of the Delayed Neutron Data Activities and Results Monitored by the NEA/WPEC Subgroup 6". *Progress in Nuclear Energy*, Volume 41(Nr : 1-4) :pp 5–38, 2002.

[23] H. Rouch, O. Geoffroy, D. Heuer, P. Rubiolo, M. Brovchenko, A. Laureau, and E. Merle-Lucotte. "Preliminary Thermal-hydraulic Core Design of the Molten Salt Fast Reactor (MSFR)". 64 :pp 449–456, 2014.

[24] Communication privée avec Thierry Auger. 2011.

[25] De Saint Jean C., Delpech M., Tommasi J., Youinou G., and Bourdot P. *"Scénarios CNE : réacteurs classiques, caractérisation à l'équilibre".* CEA report DER/SPRC/LEDC/99-448, 2000.

[26] J.F. Briesmeister. *"MCNP4B - A General Monte Carlo N Particle Transport Code".* Los Alamos Lab. Report LA-12625-M, 1997.

[27] David Lecarpentier. *Contribution aux travaux sur la transmutation des déchets nucléaires, voies des réacteurs à sel fondu : le concept AMSTER, aspects physiques et sûreté.* Thèse en doctorat, Conservatoire National des Arts et Métiers, 2001.

[28] M. Aufiero, M. Brovchenko, A. Cammi, I. Clifford, O. Geoffroy, D. Heuer, A. Laureau, M. Losa, L. Luzzi, E. Merle-Lucotte, M.E. Ricotti, and H. Rouch. "Calculating the effective delayed neutron fraction in the Molten Salt Fast Reactor : analytical, deterministic and Monte Carlo approaches". *Annals of Nuclear Energy*, Volume 65 :pp 78 – 90, 2014.

[29] G.S. Was. *"Fundamentals of Radiation Materials Science".* Springer, 2007.

[30] M.M.C.G. Warmoeskerken and L.P.B.M. Janssen. "Transport Phenomena Data Companion". Technical report, VSSD Delft, 2012.

[31] Erik van der Linden. *Coupled neutronics and computational fluid coupled neutronics and computational fluid dynamics for the molten salt fast reactor.* Master Thesis, TU Delft, 2012.

[32] "HELIOS Methods". Technical report, Studsvik Scandpower, nov. 2003.

[33] M. Aufiero, A. Cammi, C. Fiorina, J. Leppänen, L. Luzzi, and M.E. Ricotti. "An extended version of the SERPENT-2 code to investigate fuel burn-up and core material evolution of the Molten Salt Fast Reactor". *Journal of Nuclear Materials*, Volume 441 :pp 473–486, 2013.

[34] C. Fiorina, M. Aufiero, A. Cammi, F. Franceschini, J. Krepel, L. Luzzi, K Mikityuk, and M.E. Ricotti. "Investigation of the MSFR core physics and fuel cycle characteristics". *Progress in Nuclear Energy*, Volume 68 :pp 153–168, 2013.

[35] J. Leppanen. *Development of a New Monte Carlo Reactor Physics Code.* PhD thesis, Helsinki University of Technology (VTT), 2007.

[36] Sandra Dulla. *Models and methods in the neutronics of fluid fuel reactors.* PhD thesis, Politecnico di Torino, 2005.

[37] C. Fiorina, A. Cammi, J. Krepel, K. Mikityuk, and M.E. Ricotti. "Preliminary analysis of the MSFR fuel cycle using modified-EQL3D procedure". In *Proceedings ICONE20, Anaheim, CA, USA, July 30 - August 3, 2012.*

[38] Axel Laureau. *"MSFR - Etude des transitoires Cinétique point par zone".* Stage, Laboratoire de Physique Subatomique et de Cosmologie, Grenoble, 2011.

[39] D. Zhang, Z.-G. Zhai, X.-N. Chen, S. Wang, and A. Rineiski. "COUPLE, a coupled neutronics and thermal-hydraulics code for transient analyses of molten salt reactors". In *Transactions of American Nuclear Society Annual Meeting*, Atlanta, USA, 2013.

[40] M. Brovchenko, E. Merle-Lucotte, D. Heuer, and Rineiski A. "Molten Salt Fast Reactor transient analyses with the COUPLE code". In *Transactions of American Nuclear Society Annual Meeting*, Atlanta, USA, 2013.

[41] A. Rineiski. "Decay heat production in a TRU burner". *Progress in Nuclear Energy*, Volume 50 :pp 377–381, 2008.

[42] International atomic energy agency. Safety fundamentals. Technical report, Fundamental safety principles, Vienna 2006.

[43] Jacques Libmann. *Éléments de Sûreté Nucléaire.* EDP Sciences, Institut de Protection et de Sureté Nucléaire, 2000.

[44] Vienna International Atomic Energy Agency. "Defence in depth in nuclear safety INSAG-10". Technical report, 1996.

[45] Western European Nuclear Regulator's Association. "WENRA Statement on Safety Objectives for New Nuclear Power Plants". Technical report, 2010.

[46] Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire. *"Accidents graves des réacteurs à eau de production d'électricité".* IRSN-2008/98, 15 décembre 2008.

[47] R. B. Briggs and J. A. Swartout. "Aqueous Homogeneous Power Reactors". In *Proceedings on the International Conference on the peaceful uses of atomic energy, held in Geneva, 8-20 August, 1955*, volume Volume III, page P/496, 1955.

[48] Argonne National Laboratory. Uncertainty in unprotected loss-of-heat-sink, loss-of-flow, and transient-overpower accidents. Technical report, Advanced Fuel Cycle Initiative, 2007.

[49] Risk and Safety Working Group. Technical report, GIF, 2012.

[50] J. Escand. *HAZOP et AMDEC deux méthodes inductives.* poste 49.24, mai 2009.

[51] Lesbats, Chaabane, and Dutuit. *"L'enseignement de la méthode MADS-MOSAR".* IUT Bordeaux 1 - Département hygiène sécurité environnement (HSE), feb. 2002.

[52] G.-M. Karagiannis, E. Piatyszek, and J.-M. Flaus. "Industrial emergency planning modeling : A first step toward a robustness analysis tool". *Journal of Hazardous Materials*, Volume 181 :pp 324 – 334, 2010.

[53] Q.-H. Giap, S. Ploix, and J.-M. Flaus. "Modélisation itérative structuro-fonctionnelle pour le diagnostic". In *Actes de conférence de 8e Conférence Internationale de Modélisation et Simulation - Évaluation et optimisation des systèmes innovants de production de biens et de services, Hammamet - Tunisie, 10 au 12 mai 2010.*

[54] *Communication de presse de Tokyo Electric Power Company sur leur site officiel.* http ://www.tepco.co.jp/en/press/corp-com/release/11041212-e.html.

[55] *L'Agence International de l'Energie Atomique.* http ://www.iaea.org/index.html.

[56] Sûreté et puissance résiduelle. Technical Report Nr : 45, CEA, automne 2001.

[57] "Evaluated Nuclear Data for Nuclides within the Thorium-Uranium Fuel Cycle". International Atomic Energy Agency, Vienna 2012 ISBN 978-92-0-101010-0.

[58] Janis, Java-based Nuclear Data Display Program. Technical report, NEA - Le site officiel de l'agence de l'énergie nucléaire (NEA) au sein de l'Organisation pour co-opération économique et développement (OECD). http ://www.oecd-nea.org/janis/.

[59] M. Brovchenko, D. Heuer, E. Merle-Lucotte, M. Allibert, V. Ghetta, A. Laureau, and P. Rubiolo. "Design-Related Studies for the Preliminary Safety Assessment of the Molten Salt Fast Reactor". *Nuclear Science and Engineering*, Volume 175(Number 3) :Pages 329–339, november 2013.

[60] M. Brovchenko, D. Heuer, E. Merle-Lucotte, M. Allibert, A. Laureau, V. Ghetta, and N. Capellan. "Preliminary Safety Calculations to Improve the Design of the Molten Salt Fast Reactor". In *Transactions of international conference PHYSOR (Advances in reactor physics linking research, industry, and education)*, Knoxville, USA, American Nuclear Society, 2012.

[61] Gupta M. et al. *"Decay Heat Calculations : Assessement of Fission Product Decay Data Requierements for Th/U Fuel".* INDC (NDS)-0577 Distr. TD IAEA, 2010. http ://www-nds.iaea.org/reports-new/indc-reports/indc-nds/indc-nds-0577.pdf.

[62] F. Martin C. Sage G. Kassedjian et al. "Measurements of the mass and isotopic yields of the 233U(n,f) and 241Pu(n,f) reactions at the Lohengrin spectrometer". In *Transactions of 2nd International Conference on Advancements in Nuclear Instrumentation, Measurement Methods and their Applications, Ghent, Belgium, 2011.*

[63] Jean Galy. *Investigation of the fission yields of the fast neutron-induced fission of ^{233}U.* Thèse en doctorat, Université de Provence, Marseille, 21 septembre 1999.

[64] Pavel Bokov. *Analyse Comparative du Fonctionnement et de la Sûreté de Systèmes Sous-critiques et de Réacteurs Critiques Innovants.* Thèse en doctorat, Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2005.

[65] Jean-Baptiste Droin. *"Développement d'un modèle d'analyse de risque d'un réacteur à Sel Fondu avec l'outil XRisk".* Stage, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2012.

[66] S. Dulla, A. K. Prinja, and P. Ravetto. "Random effects on reactivity in molten salt reactors". *Annals of Nuclear Energy*, 2013. (en cours de publication).

[67] E. Wattelle and L.Ammirabile. "Proposal for a harmonized European methodology for the safety assessment of innovative reactors with fast neutron spectrum to be built in Europe". SARGEN IV European project, Workpackage WP3, Deliverable D3.5 IRSN PSN-SRDS 2012-00088, 2012.

[68] ORNL-4119. "Molten-salt reactor program - semiannual progress report". Technical report, Oak-Ridge National Laboratory, february 1967.

Résumé

Les réacteurs nucléaires de 4ème génération devront permettre une utilisation optimisée des ressources naturelles. Les travaux réalisés durant cette thèse se placent ainsi dans le cadre de l'étude du potentiel de déploiement d'un tel réacteur : le MSFR (Molten Salt Fast Reactor), réacteur à sels fondus à spectre neutronique rapide dans une configuration innovante et encore peu étudiée. Comme un excellent niveau de sûreté est une condition nécessaire pour le déploiement de l'énergie nucléaire, il est important de soulever la question de la sûreté de ce type de réacteur dès les premières phases de sa conception.

Le MSFR a fait l'objet d'études comparatives des outils de simulations numériques dans le cadre d'un benchmark neutronique au sein du projet européen EVOL. La définition et l'analyse du benchmark neutronique statique et en évolution ont été réalisées pendant cette thèse. Les comparaisons des différentes grandeurs physiques ont permis de conclure à un bon accord entre les différents codes et méthodes utilisés par les partenaires du projet, et ont mis en avant l'influence du choix des bases de données nucléaires. Dans l'objectif de l'étude de sûreté du MSFR, la puissance résiduelle a aussi été étudiée en détails. Un outil de calcul de chaleur résiduelle a été développé et validé, permettant ainsi d'évaluer la puissance résiduelle précise du MSFR. Les sources de chaleur de chaque localisation contenant des produits radioactifs ont alors été quantifiées. Ceci a permis de conclure que le sel combustible et l'unité de bullage constituent les sources majeures de puissance résiduelle.

Nous avons initié un travail sur la méthodologie de l'étude de sûreté. Les principes fondamentaux de sûreté sont directement transposables au MSFR, mais leurs applications concrètes ne le sont pas. En effet, la spécificité du design, due à l'état liquide du combustible et aux systèmes de retraitement associés au réacteur, ainsi que l'état embryonnaire du design, font qu'un travail préliminaire de transposition des éléments de sûreté a dû être réalisé. Ce travail a conduit entre autres à dresser une liste d'accidents propres au MSFR. Enfin, nous avons pu mener des études physiques préliminaires sur les conséquences possibles de certains de ces accidents, qui seront utilisées comme base pour des études plus approfondies avec des outils plus sophistiqués.

Abstract

The nuclear reactors of the 4th generation must allow an optimized use of natural resources, while performing at a high safety level. The framework of this thesis is the deployment study of one of such a system, an innovative and still little studied Molten Salt Fast Reactor. An excellent safety is an ultimate requirement of the nuclear energy deployment, so it is important to raise this question at the current early stage of the MSFR concept development.

This concept was the subject of a neutronic tool benchmark within a European project EVOL. Definition, calculations and results analyses were performed during this thesis. Comparisons of static neutronic and burn-up calculations, performed by the project participants, concluded to a good agreement between the different codes and methods used and pointed out the sensibility of the nuclear database choice on the results. With the aim of safety analysis of the MSFR, the decay heat was studied in detail. The tool used for the decay heat calculation was developed and validated, to finally evaluate the decay heat in the reactor. The decay heat source presented in different zones was quantified, concluding to a high importance of the cooling of the fuel salt and the bubbling system enclosing a part of the fission products.

The safety analysis methodology was also studied in this thesis. Even if the safety principles are directly transposable to the MSFR, the precise recommendations are not. This is due to the specificity of the design that relies on the liquid state of the fuel, on the reprocessing systems located in the reactor and the embryonic stage of the design. First, a preliminary transposition work of some criteria to the MSFR design was realized, resulting amongst other things in a list of accidental scenarios particular for MSFR. Finally, a preliminary physical study of some types of accidental scenarios was performed, that can be used as a basis for further analyses with more sophisticated tools.