



HAL
open science

Modélisation d'un scénario d'insertion de réactivité dans un réacteur à sel fondu de génération IV

Thibault Le Meute

► To cite this version:

Thibault Le Meute. Modélisation d'un scénario d'insertion de réactivité dans un réacteur à sel fondu de génération IV. Autre. Université Grenoble Alpes [2020-..], 2022. Français. NNT : 2022GRALI074 . tel-04017775

HAL Id: tel-04017775

<https://theses.hal.science/tel-04017775>

Submitted on 7 Mar 2023

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.

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

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

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Thibault LE MEUTE

Thèse dirigée par **Frédéric BERTRAND**, codirigée par **Elsa MERLE**,
coencadrée par **Nathalie SEILER**, coencadrée par **Daniel HEUER**

préparée au sein du **CEA de Cadarache / CNRS-IN2P3-LPSC**
dans l'**École Doctorale I-MEP2 - Ingénierie - Matériaux, Mécanique,**
Environnement, Energétique, Procédés, Production

Modélisation d'un scénario d'insertion de ré- activité dans un réacteur à sel fondu de géné- ration IV

Thèse soutenue publiquement le **23 Novembre 2022**,
devant le jury composé de :

Nicolas Rimbart

Professeur des Universités, LEMTA université de Lorraine, Rapporteur

Andrei Rineiski

Professeur des Universités, Karlsruhe Institute of Technology, Rapporteur

Frédéric Bertrand

Directeur de recherche, CEA Cadarache, Directeur de thèse

Laurent Davoust

Professeur des Universités, Grenoble INP, Président

Daniel Heuer

Directeur de recherche émérite, CNRS IN2P3 LPSC, Co-Encadrant de thèse

Michel Lance

Professeur Émérite, Ecole Centrale de Lyon, Examineur

Axel Laureau

Chargé de recherche, CNRS IN2P3 SUBATECH, Examineur

Laura Matteo

Ingénieur de recherche, CEA Cadarache, Examinatrice

Elsa Merle

Professeur des Universités, Grenoble-INP, Co-Directrice de thèse

Nathalie Seiler

Directrice de recherche, CEA Cadarache, Co-Encadrante de thèse

Florian Vaiana

Ingénieur de recherche, Framatome, Examineur



Table des matières

1	Introduction et présentation	5
1.1	Contexte	6
1.1.1	Présentation des réacteurs nucléaires	10
1.2	Présentation générale	10
1.2.1	Réaction en chaîne	11
1.2.2	Concept RSF (Réacteur à Sels Fondus)	15
1.2.3	Présentation de la neutronique	18
1.3	Présentation des réacteurs étudiés	20
1.3.1	Concept fluorure : MSFR _f (dit MSFR de référence)	21
1.3.2	Concept chlorure : MSFR _c	22
1.4	Objectifs de la thèse	26
1.4.1	Objectif de ce travail	26
1.4.2	Démarche d'étude	27
1.4.3	Phénoménologie de l'accident	28
2	Phases lentes d'un transitoire d'insertion de réactivité : modélisation système - Code MOSAICS	33
2.1	Etat de l'art des outils de calcul	34
2.1.1	Codes dédiés aux réacteurs à sels fondus	34
2.1.2	Codes adaptés	36
2.1.3	Développement et positionnement de la plateforme MIRRACI (Modélisation d'Insertion de Réactivité dans les Réacteurs à sels Chlorures)	39
2.2	Neutronique	39
2.2.1	Équations d'un combustible immobile	39
2.2.2	Pour un combustible circulant	42
2.3	Thermohydraulique système	44
2.3.1	Hypothèses simplificatrices	45
2.3.2	Résolution d'un élément simple	46
2.3.3	Calcul des débits de masse	48
2.3.4	Modélisation de la vaporisation	49
2.4	Interactions neutroniques/thermohydrauliques	51
2.4.1	Contre-réaction Doppler	52
2.4.2	Contre-réaction densité	52
2.4.3	Conclusions	54
2.5	Vérification	55

2.5.1	Cas analytiques	55
2.5.2	Comparaisons avec le code LiCore	58
2.6	Conclusion et perspectives	68
3	Modélisation des phases rapides des transitoires d’insertion de ré-	
	activité avec écoulement compressible - Code COCCINELLE	69
3.1	Contexte	70
3.2	Equations et méthodes numériques	70
3.2.1	Equations résolues	70
3.2.2	Calcul des flux	72
3.2.3	Calcul des pertes de charge	73
3.2.4	Calcul de la position de l’interface entre des milieux distincts .	73
3.2.5	Vaporisation du sel	75
3.3	Cas test de validation	75
3.3.1	Tube à choc	76
3.3.2	Validation des vitesses d’onde	77
3.3.3	Validation des vitesses d’onde par rapport à la théorie	79
3.3.4	Cas test avec du sodium et de l’argon	80
3.3.5	Expérience CANON	90
3.4	Conclusion et Perspectives	94
4	Chaînage entre la modélisation système et la modélisation du cœur	
	pour les phases compressibles du transitoire d’insertion de réacti-	
	vité	97
4.1	Objectifs et critères	98
4.1.1	Critère de transition en phase compressible	99
4.1.2	Critère de fin de phase compressible	100
4.2	Construction du script de chaînage MIRRACL	101
4.2.1	Passage de MOSAICS vers COCCINELLE	102
4.2.2	Passage de COCCINELLE vers MOSAICS	103
4.2.3	Approche 2D dans COCCINELLE	104
4.3	Sensibilités sur les critères de passage phase	
	non-compressible/compressible	106
4.3.1	Caractérisation du Ma_{eq}	106
4.3.2	Comparaisons COCCINELLE 1D/2D	117
4.3.3	Sensibilité à la valeur seuil de passage a en phase compressible	123
4.3.4	Sensibilité à la valeur seuil du critère b de retour en phase	
	incompressible	126
4.4	Conclusions et perspectives sur l’outil de chaînage	129
5	Etudes de comportements transitoires de réacteurs	131
5.1	Etudes du comportement du réacteur avec MOSAICS	132
5.1.1	Transitoire de pression motrice de pompes avec MOSAICS . .	132
5.1.2	Transitoire de sur-refroidissement avec MOSAICS	139
5.1.3	Transitoire d’insertion de réactivité dans MOSAICS	142
5.2	Etudes de sensibilités	143
5.2.1	Importance du volume de sel hors de la zone critique	144
5.2.2	Importance du débit de sel dans le circuit combustible	149
5.2.3	Impact de la variation de la dilatabilité	152

5.3	Conclusions et perspectives	156
6	Techniques de mitigation des insertions de réactivité dans MO-SAICS	157
6.1	Présentation de la vidange d'urgence	158
6.2	Sensibilité au nombre de systèmes de vidange	160
6.3	Conclusions et perspectives	163
7	Conclusions et perspectives	165
A	Nombre de Mach équivalent	171
B	Impact sur la puissance échangée de l'augmentation du débit de sel combustible	173
C	Evolution de la proportion de précurseurs en cœur avec le débit de sel	177

"Je suis une observatrice, pas une conquérante.
Je n'ai aucune envie de forcer une planète à s'adapter à moi.
Je préfère marcher d'un pas léger : m'adapter à elle."

Becky Chambers, "Apprendre, si par bonheur..."

Remerciements

Je m'excuse par avance, car je vais oublier du monde dans les remerciements des personnes grâce à qui ce projet de thèse a pu arriver jusqu'à son terme. À toutes les personnes que j'oublie, je suis désolé.

Pour commencer, j'aimerais remercier l'ensemble de mon jury qui était présent le jour de ma soutenance. Merci Laurent Davoust pour avoir présidé le jury, merci Nicolas Rimbert et Andrei Rigneski d'avoir été rapporteurs de mon manuscrit de thèse, merci Laura Matteo et Florian Vaiana d'avoir accepté.es de faire partie de mon jury de thèse et d'avoir fait des retours sur le manuscrit.

J'aimerais remercier mes directeurices Frédéric Bertrand et Elsa Merle pour m'avoir suivi pendant ces trois années de thèse et pour avoir dirigé ce projet de thèse. Merci à Nathalie Seiler et Daniel Heuer d'avoir encadré ce travail de thèse. Merci tous les quatre pour avoir monté et grandement participé à ce projet de thèse. Dedicace à Axel qui m'a beaucoup aidé pour la compréhension du fonctionnement transitoire du MSFR, le développement de MOSAICS et la réalisation des cas test de validation. Merci, Axel, Elsa et Daniel de me faire confiance pour continuer à vouloir qu'on travaille ensemble pour les trois années qui vont suivre sur le post doc que je viens de commencer.

Je tenais à chaudement remercier Manon et Ophélie, secrétaires du SESI de Cadarache qui ont été d'une aide précieuse pour les démarches administratives au CEA et pour l'organisation durant la période COVID des venues au 1222. Merci aussi à l'équipe administrative du LPSC, Christine, Françoise et Agnès pour l'aide précieuse que vous nous apportez.

Je tiens à remercier mes parents pour m'avoir permis de réaliser les études qui m'ont mené jusqu'où j'en suis aujourd'hui et pour m'avoir soutenu durant ces trois ans de thèse. J'en profite aussi pour remercier l'ensemble de ma famille pour tout ce que vous m'avez apporté. Mes frères et sœurs Simon et Maddy, mes grands-parents, mes oncles, tantes et cousin.es.

À l'ensemble des pratiquants et pratiquantes du dojo, merci à vous pour les soirées que l'on a pu y passer. Tout spécialement merci Avril pour les soirées de jo et tous les fous rires que l'on a pu avoir ensemble. Merci d'être venue jusqu'à Cadarache pour assister à la soutenance de cette thèse et promis un jour on arrivera à continuer chûdan ensemble! Je tiens aussi à remercier Thibi et Seb pour leur enseignement, mais aussi Areslane, Thivi, Camille, Caroline, Eric, Marjorie et toutes celles que j'oublie.

Pour les soirées Stardew Valley, séries et repas que l'on a pu faire au hameau merci beaucoup d'avoir été là Marlène! Désolé Manon de t'avoir faite tomber dans Stardew, mais c'était trop bien que tu nous as rejoints pendant ces longues soirées de discussion sur base de récolte de panais. Tu as failli nous rejoindre aussi Aude, mais ton emploi du temps était toujours très chargé. Merci pour toutes les discussions que l'on a pu avoir et pour les super moments qu'on a pu passer ensemble à Cadarache.

Merci, Amandine, de m'avoir hébergé pour mon arrivée à Grenoble. La colloc' ensemble a été super sympa, merci d'avoir accepté que je pose mes affaires chez toi pendant cette dernière année. Merci aussi à Hugo pour le soutien pendant cette troisième année et pour les nombreuses discussions que l'on peut avoir, même si on est rarement d'accord, je les apprécie beaucoup.

Merci pour toutes les discussions que l'on a pu avoir ensemble Laura depuis que je suis revenu à Grenoble. J'étais heureux de revenir à Grenoble en grande partie pour te revoir. Ça m'a fait très plaisir qu'on ait passé cette dernière année de thèse dans le même labo. Je te souhaite beaucoup de courage et de bonheur dans la suite, à très vite!

Je me devais de te faire une dédicace ici Ambre. Ça fait 7 ans qu'on se connaît, je suis heureux d'avoir croisé ta route dans ce moment pas facile de la prépa. Sept ans après tu restes une des personnes les plus importantes pour moi. Merci pour ton soutien et pour ta présence.

Alice, merci pour tout. Tu es là depuis si longtemps, tu m'apportes tellement. Merci d'avoir toujours été là pendant cette thèse, merci de m'avoir soutenu et supporté pendant les moments difficiles. Merci d'être là pendant tous ces super moments qu'on passe ensemble.

Chapitre 1

Introduction et présentation

Ce chapitre a pour but de présenter le contexte dans lequel les travaux de cette thèse se placent puis de présenter les notions de physique qui sont utiles dans la compréhension du fonctionnement des réacteurs à sels fondus étudiés. Ces bases permettent ensuite de détailler la phénoménologie des situations étudiées et de présenter les différents concepts de réacteurs.

Contenu du chapitre

1.1	Contexte	6
1.2	Présentation générale	10
1.3	Présentation des réacteurs étudiés	20
1.4	Objectifs de la thèse	26

1.1. Contexte

L'accès à l'électricité est un enjeu majeur de développement de nombreuses populations autour du monde, ce vecteur énergétique permettant de nombreux usages qui peuvent contribuer à un développement social considérable. Dans les régions du monde où les populations ont accès à ce vecteur énergétique, les moyens de production électriques peuvent avoir des impacts négatifs sur la santé directe des populations humaines, leur cultures et sur la santé des populations animales sauvages et sur le climat de la planète. Le développement de l'énergie nucléaire se place actuellement dans un contexte de changement climatique rapide (dû aux activités industrielles et agricoles humaines), mais aussi de développement des infrastructures humaines au détriment des écosystèmes et animaux sauvages. La production d'électricité n'est pas la seule activité humaine ayant de gros impacts sur la vie présente sur Terre, mais elle en fait partie dans des proportions très importantes.

Du point de vue émissions de gaz à effet de serre, la production d'électricité à partir d'énergie nucléaire se place parmi les moyens de production électrique les plus décarbonés, c'est ce qu'on observe sur la figure 1.1. Pour l'ensemble des problèmes écologiques actuels, une faible émission de gaz à effet de serre par unité d'énergie produite est nécessaire, mais non suffisante pour choisir quelles technologies sont intéressantes à développer.

Le rapport [1] publié par le JRC (Joint Research Centre), un service de la commission européenne, réalise une comparaison entre plusieurs moyens de productions électriques sur d'autres critères importants que les émissions de gaz à effet de serre au cours du cycle de vie complet.

Ce rapport permet de comparer l'impact des différents moyens de productions électriques actuellement utilisés sur des indicateurs environnementaux tels que l'occupation des terres, l'écotoxicité terrestre et marine, le potentiel d'eutrophisation et d'acidification (voir figure 1.2). Ces différents indicateurs mettent en évidence que la production électrique, grâce à des moyens électronucléaires, n'a pas d'impact significativement plus élevé que les autres moyens de production d'électricité bas carbone (éolien et solaire). Ces moyens bas carbone de production d'électricité ont un impact plus faible que le charbon et le pétrole (très émetteurs de gaz à effet de serre). Le gaz, moyen de production électrique carboné, a des impacts aussi faibles que les moyens bas carbones sur les variables regardées dans ce rapport. Ces indicateurs ne prennent pas en compte les différences de localité que peuvent avoir les impacts environnementaux de différents moyens de production électrique. L'exemple du nucléaire est parlant, parmi les 10 pays dans lesquels l'uranium est le plus miné, 4 pays en voie de développement (Kazakhstan, Namibie, Ouzbékistan et Niger) minent 64 % de la quantité totale d'uranium minée sur terre en 2019 sans n'avoir aucun moyen de production électronucléaire.

Comme le montre la figure 1.3, une grande partie des impacts environnementaux engendrés par la production d'électricité nucléaire vient du minage du combustible. Les impacts de la production électronucléaire sont donc décorrélés du lieu de son utilisation. Cette décorrélation pose un problème social et éthique fondamental. Plusieurs stratégies existent pour diminuer ces impacts par rapport à un cycle ouvert

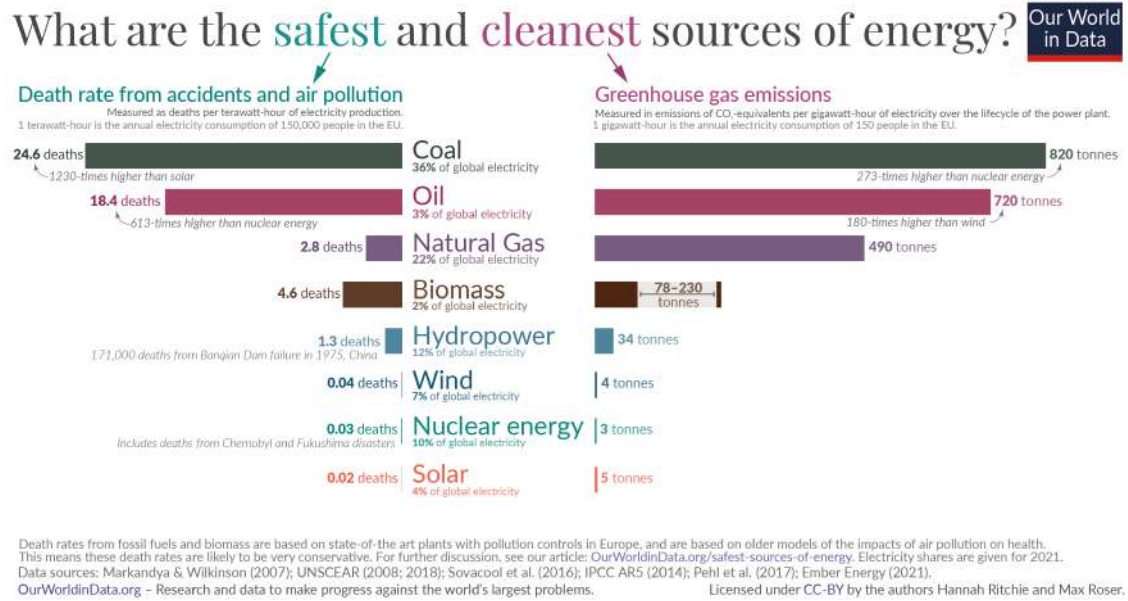


FIGURE 1.1 – Emissions de gaz à effet de serre et nombre de morts humaines engendrées par unité d'énergie produite en fonction de la source d'énergie [2]

de combustible et certaines de ces stratégies sont déjà mises en place à travers le monde. Ces stratégies peuvent permettre de diminuer drastiquement la quantité d'uranium miné nécessaire comme le montre la figure 1.4. Comme cela sera présenté dans la suite de cette introduction, les réacteurs étudiés dans ce travail ont des potentialités similaires aux réacteurs caloportés sodium de cette figure en termes de quantité de minerais mobilisés.

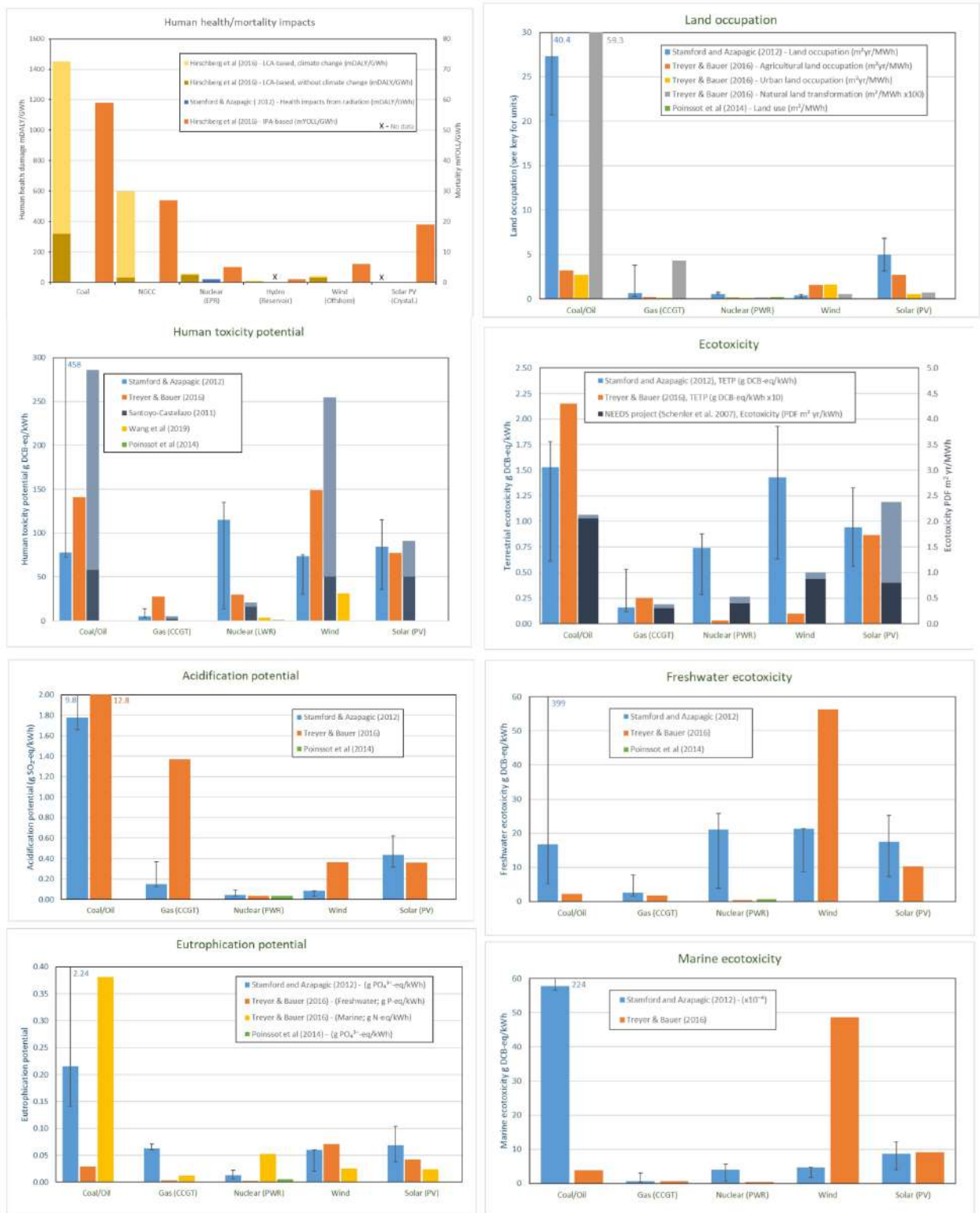
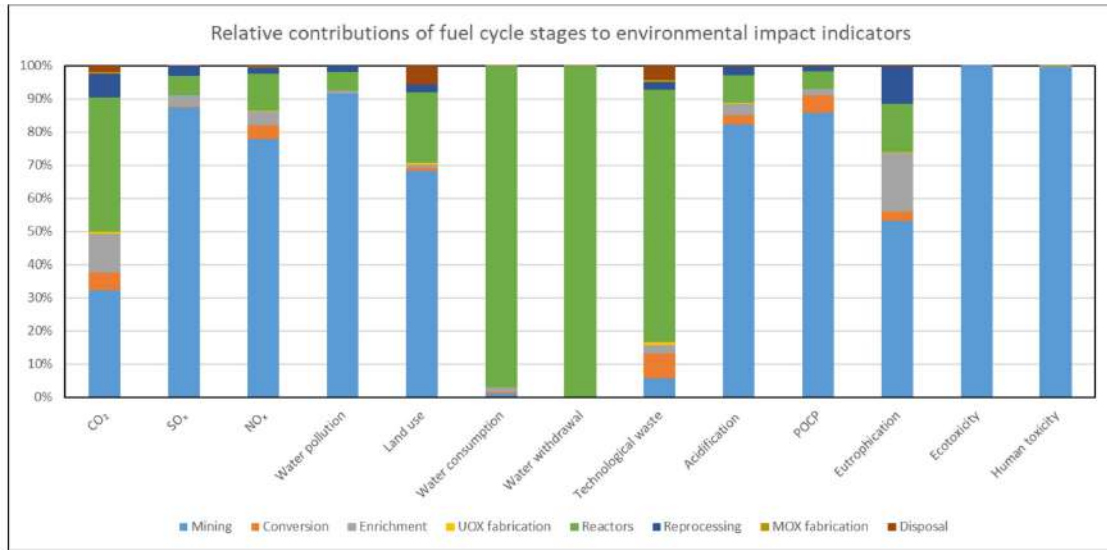
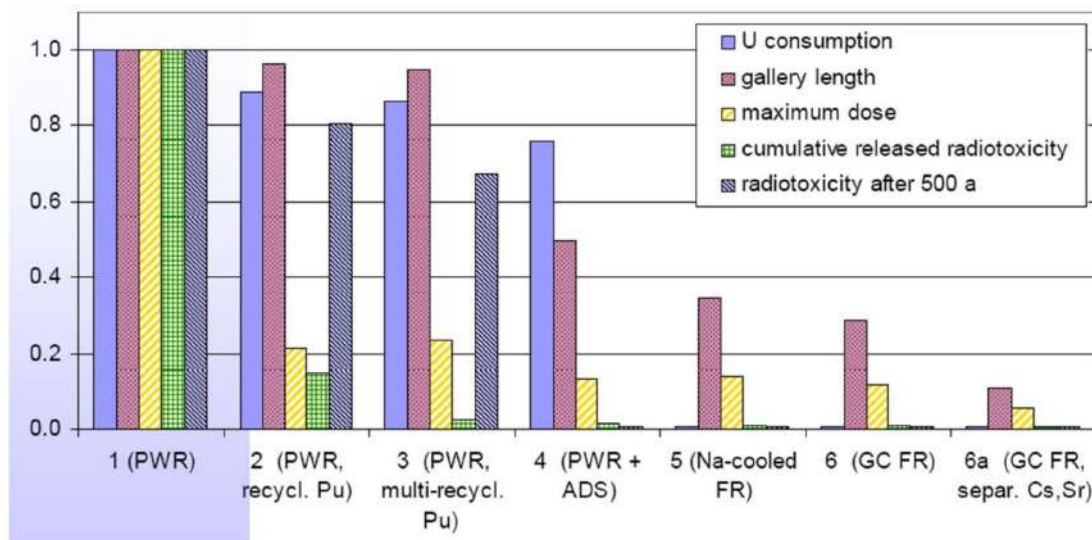


FIGURE 1.2 – Comparaison sur différents indicateurs environnementaux de différentes sources de production électrique [1]



Data from Poinssot et al [3.3.5-9]

FIGURE 1.3 – Impact des différentes parties du cycle de vie de la production électrique électronucléaire sur différents indicateurs environnementaux [1]



Source: RED-IMPACT²⁸

FIGURE 1.4 – Impact de la gestion du cycle du combustible sur la consommation d'uranium et des grandeurs pertinentes pour le stockage géologique [1]

1.1.1 Présentation des réacteurs nucléaires

Les réacteurs nucléaires sont classés en générations (voir sur la figure 1.5 pour une frise historique), la génération I correspondant aux prototypes, aux réacteurs de recherche et à certains réacteurs industriels tels que les réacteurs graphite-gaz ; la génération II, aux réacteurs de puissance tels que ceux composant le parc nucléaire actuel et la génération III présente des versions avancées et améliorées des réacteurs de génération II. La génération IV correspond à des réacteurs dont le design est dit innovant. La plupart des concepts de la génération IV ont été étudiés (dans des versions différentes) lors des développements de la génération I et II. Une frise de ces générations est représentée sur la figure 1.5.

La génération IV de réacteurs nucléaires a pour objectif d'améliorer les réacteurs de la génération III [3] sur 4 points :

- Durabilité (gestion à long terme de l'approvisionnement en combustible, réduction à long terme des déchets)
- Sécurité nucléaire et fiabilité (réduire la probabilité et les conséquences de dommages au cœur lors d'accidents, élimination de la nécessité d'une intervention d'urgence hors site)
- Economie (rendre le coût du cycle de vie rentable par rapport aux autres sources d'énergie, amener le risque financier au même niveau que celui des autres projets énergétiques)
- Résistance à la prolifération et protection physique (lutter contre le détournement des matières nucléaires, protection contre le terrorisme)

Les 6 concepts de réacteurs sélectionnés pour la génération IV dans le cadre du Forum International Génération IV [4] sont les suivants :

- GFR (Gas-cooled Fast Reactor)
- LFR (Lead-cooled Fast Reactor)
- MSR (Molten Salt Reactor)
- SCWR (Supercritical Water Reactor)
- SFR (Sodium-cooled Fast Reactor)
- VHTR (Very-High-Temperature Reactor)

Ces réacteurs sont étudiés dans de nombreux pays. Certains concepts bénéficient cependant de plus d'efforts de R&D que d'autres. Certains de ces concepts sont en opération sous forme de réacteurs industriels ou de prototypes. D'autres ont été étudiés et construits par le passé puis abandonnés, tandis que certains sont en études pour lesquels l'étape du prototype n'est pas encore atteinte.

1.2. Présentation générale

Pour pouvoir présenter plus en détail les objectifs de ce travail et la phénoménologie des accidents étudiés, il est nécessaire de présenter de manière succincte les concepts des RSF qui sont concernés ainsi que leur fonctionnement.

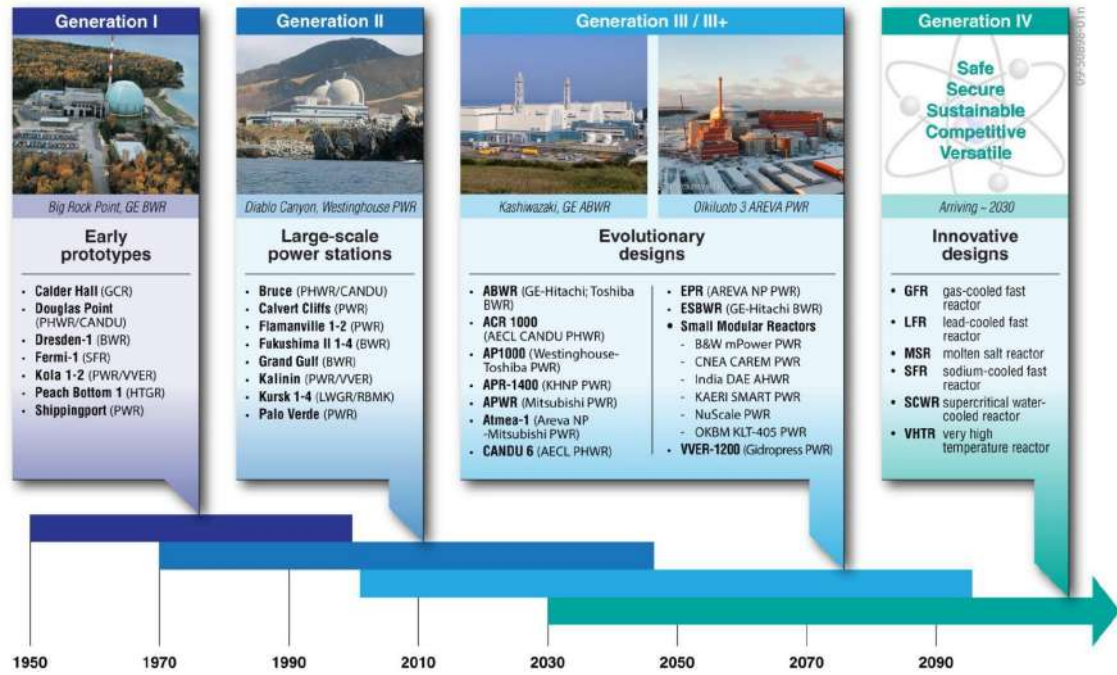


FIGURE 1.5 – Frise des générations de réacteurs nucléaires. [3]

1.2.1 Réaction en chaîne

Le combustible d'un réacteur nucléaire est un mélange isotopique de noyaux comportant, entre autres, des noyaux fissiles et souvent des noyaux fertiles. Les sections efficaces dépendent de l'énergie du neutron incident, les noyaux sont dits fissiles lorsque la probabilité de fission est la plus grande des probabilités d'interactions avec un neutron, quelle que soit l'énergie de ce neutron. Les noyaux fertiles sont des noyaux qui, une fois un neutron capturé, décroissent en noyaux fissiles, mais qui ont une faible (ou nulle) probabilité de fission si le neutron d'interaction a une énergie proche de l'énergie d'agitation thermique.

Lors de la fission, une grande quantité d'énergie est libérée sous forme d'énergie cinétique pour les noyaux résultants (fragments de fissions qui décroissent en produits de fissions), de photons et de neutrons. L'énergie cinétique des produits de fissions (PFs) est transformée en énergie d'agitation thermique lors de leur ralentissement dans la matière. Pour produire de l'énergie en continu, il est nécessaire de mettre en place une réaction en chaîne de réactions de fissions. Parmi tous les neutrons qui sont émis lors de la fission, certains fuient en dehors du réacteur, d'autres sont capturés par des noyaux fertiles, fissiles ou par les autres matériaux présents dans le cœur (eau, acier...). Il est nécessaire que chaque fission engendre exactement une nouvelle fission pour maintenir la réaction en chaîne stable. On note k , le rapport des populations neutroniques d'une génération à la génération précédente, cette grandeur est appelée facteur de multiplication. Un système est critique quand le facteur multiplicateur k est égal à 1. Le temps entre deux générations de neutrons varie d'un type de réacteur à un autre, est aux alentours de $l = 10^{-6}$ s pour des réacteurs à neutrons rapides, cette valeur dépend du temps de parcours des neutrons dans le réacteur. Elle est plus grande pour des réacteurs modérés, allant jusqu'à 10^{-3} s pour des CANDUs. L'évolution de la population neutronique au cours des générations

suit une loi géométrique de raison k et donc si ce dernier augmente d'1 pcm (pour cent mille, $k = 1.00001$), le temps de doublement de la population neutronique (et donc de la puissance) est :

$$t = \frac{\ln(2)}{\ln(k)} \times l = 69 \text{ ms} \quad (1.1)$$

Il est impossible de piloter un réacteur dont une si faible variation de population neutronique engendre un doublement de la puissance sur un temps aussi court.

Les fragments de fissions (PFs qui n'ont pas encore décré) sont des noyaux radioactifs et donc ces noyaux décroissent dans le combustible nucléaire. Ces décroissances participent à la production de chaleur dans le combustible. Par ailleurs certains de ces PFs (tels que certains isotopes du Bore, de l'Iode, du Cesium...) décroissent en émettant des neutrons retardés par réaction (β^-, n) [5]. Ces PFs, nommés précurseurs de neutrons retardés ont des demi-vies allant de quelques dizaines de millisecondes à quelques dizaines de secondes. Ils engendrent une augmentation du temps entre deux générations. Malgré leur proportion faible, ils permettent de stabiliser la réaction en chaîne et de rendre le réacteur pilotable. Cette fraction de précurseurs β est sensible aux noyaux fissiles et au spectre en énergie des neutrons (voir tableau 1.1). Ceci engendre des fractions de précurseurs de neutrons retardés très différentes pour les différents types de réacteurs industriels (voir tableau 1.2).

Noyau	β thermique [pcm]	β rapide [pcm]
^{233}U	281 ± 5	266 ± 7
^{235}U	700 ± 8	660 ± 13
^{238}U	Ne fissionne pas	1610 ± 62
^{239}Pu	227 ± 4	212 ± 10

TABLE 1.1 – Fraction de précurseurs de neutrons retardés produits par isotope [6]

Réacteur	β [pcm]
REP (Réacteur à Eau Pressurisé)	650
Phénix (SFR)	325 [7]
Superphenix (SFR)	360 [7]
MSFR (Molten Salt Fast Reactor)	330 (fixe) et ≈ 125 (circulant)

TABLE 1.2 – Fraction de précurseurs de neutrons retardés pour différents types de réacteurs

Le seul isotope fissile à l'état naturel est l' ^{235}U , en très faible quantité dans les minerais d'uranium naturel (0.7202 % en moyenne) devant la proportion d' ^{238}U (99.2743 % en moyenne) qui est un noyau fertile. Pour avoir un système critique, il est nécessaire soit d'enrichir le combustible (ce qui est fait par exemple dans les REPs) soit d'avoir un spectre neutronique suffisamment thermique en ralentissant les

neutrons avec un matériau ayant très peu de chances de les absorber (c'est le cas des CANDUs qui utilise l'eau lourde comme modérateur). Or, comme cela a été évoqué, la majeure partie de l'uranium naturel est composée d'un noyau fertile qui peut, après avoir absorbé un neutron et subi une chaîne de décroissances, se transformer en un noyau fissile (le ^{239}Pu pour le ^{238}U). Il est donc théoriquement possible, grâce aux neutrons émis après une fission, de transformer des noyaux fertiles en noyaux fissiles, ce qui permet de transformer ces éléments en combustible potentiel.

Un réacteur qui ne permet pas de générer autant de combustible que de noyaux fissiles consommés (tels que les REPs actuels) est appelé sous-générateur, un réacteur capable de convertir autant de noyaux fertiles en noyaux fissiles que de noyaux fissiles consommés est appelé régénérateur et un réacteur permettant de produire plus de noyaux fissiles que de noyaux fissiles consommés est appelé surgénérateur. La surgénération n'est pas possible pour tous les combustibles ni dans toutes les conditions. L'énergie des neutrons de fissions est élevée lors de leur émission : 2 MeV , mais les sections efficaces (la probabilité d'interaction entre un neutron et un noyau) sont faibles pour ces valeurs d'énergie. Pour augmenter la probabilité de fission, il est nécessaire de ralentir les neutrons ce qui permet de limiter la quantité de combustible nécessaire pour démarrer un réacteur et d'utiliser de l'uranium peu enrichi (non enrichi dans les meilleurs cas, tel que dans les CANDUs). La répartition de la quantité de neutrons pour chaque valeur d'énergie est appelée spectre neutronique. Ce spectre est très différent dans un réacteur modéré que dans un réacteur à neutrons rapides. On observe ces différences sur la figure 1.6. Le spectre neutronique est généralement découpé en trois zones : les neutrons rapides (au-dessus de 1 MeV), le domaine épithermique (entre 100 eV et 1 MeV) et le domaine thermique, en dessous. La forme des sections efficaces est très différente dans ces trois domaines. Dans le domaine thermique, la section efficace est continue et généralement décroissante avec l'énergie. Dans le domaine épithermique, elle est généralement constituée pour des noyaux lourds d'une multitude de pics : la forêt des résonances. Et dans le domaine rapide, il y a une zone de résonances (mais non résolues, contrairement à la zone épithermique, ce qui signifie que les résonances sont tellement proches qu'il est impossible de les distinguer) et une zone résolue continue. La modération des neutrons entraîne une impossibilité de réaliser un réacteur surgénérateur en cycle U/Pu en spectre thermique car le bilan neutronique ne permet pas d'avoir assez de neutrons disponibles pour la régénération.

Pour compléter cette introduction, il est nécessaire d'évoquer qu'un second isotope fertile existe à l'état naturel ; le ^{232}Th . Cet isotope se transforme après capture d'un neutron et deux décroissances β en ^{233}U , isotope fissile de l'uranium. Le thorium est présent en très grande quantité sur Terre, car il possède une demi-vie très longue (3 fois plus longue que celle de l'uranium 238). Mais son isotope fissile n'étant pas présent à l'état naturel, il est impossible de démarrer un parc nucléaire basé uniquement sur ce cycle. L' ^{235}U doit être utilisé dans des réacteurs dont les neutrons de fuites peuvent être utilisés pour produire du ^{233}U sur des couvertures en ^{232}Th . C'est un choix que certains pays ont réalisé pour développer leur parc nucléaire. Les informations de cette section sont résumées sur le schéma 1.7.

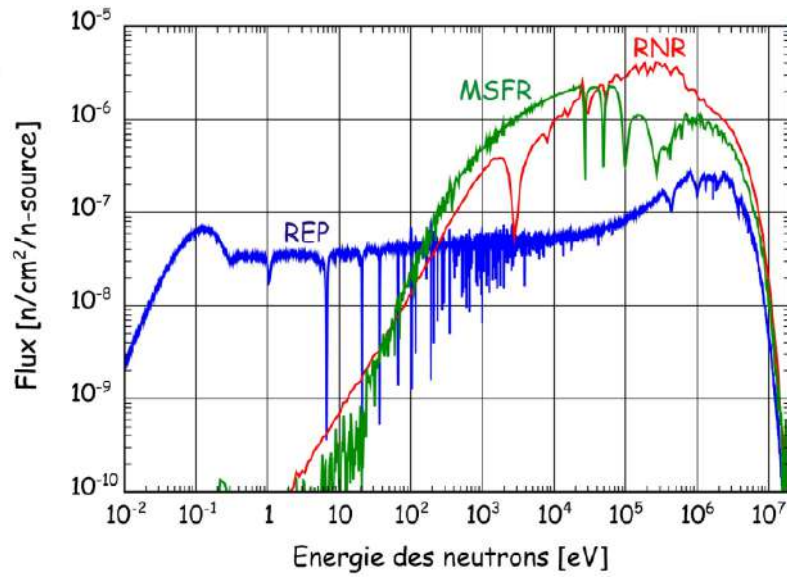


FIGURE 1.6 – Spectre neutronique pour plusieurs types de réacteurs : RNR (réacteur à neutrons rapides à caloporteur sodium), REP (réacteurs à eau pressurisée) et MSFR (Molten Salt Fast Reactor) [8]

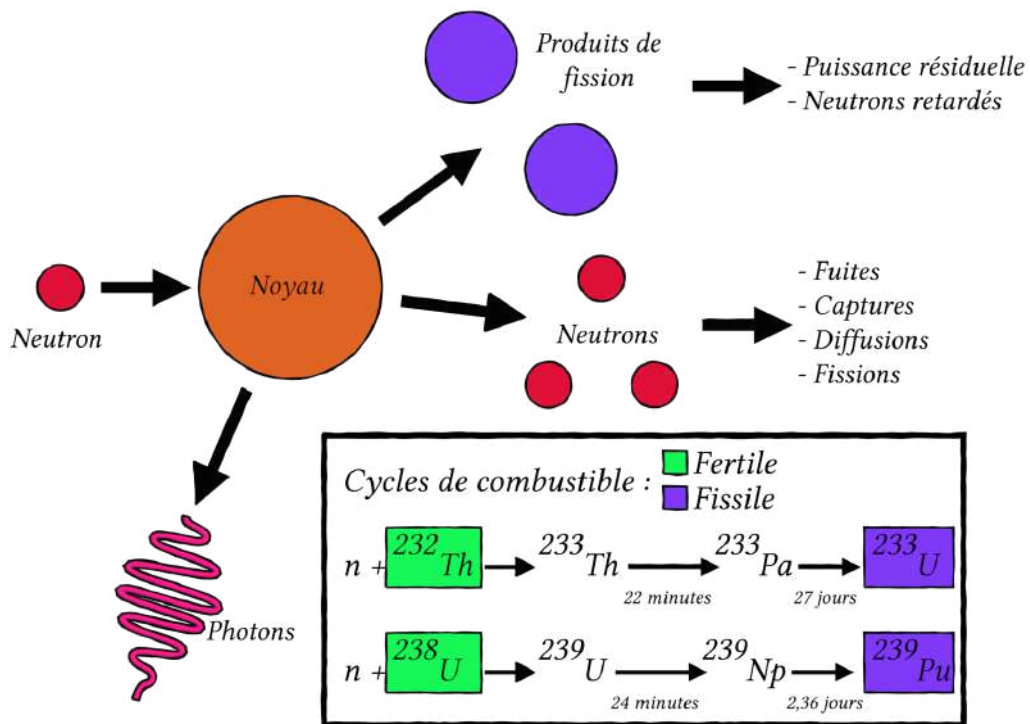


FIGURE 1.7 – Schéma simplifié de la fission

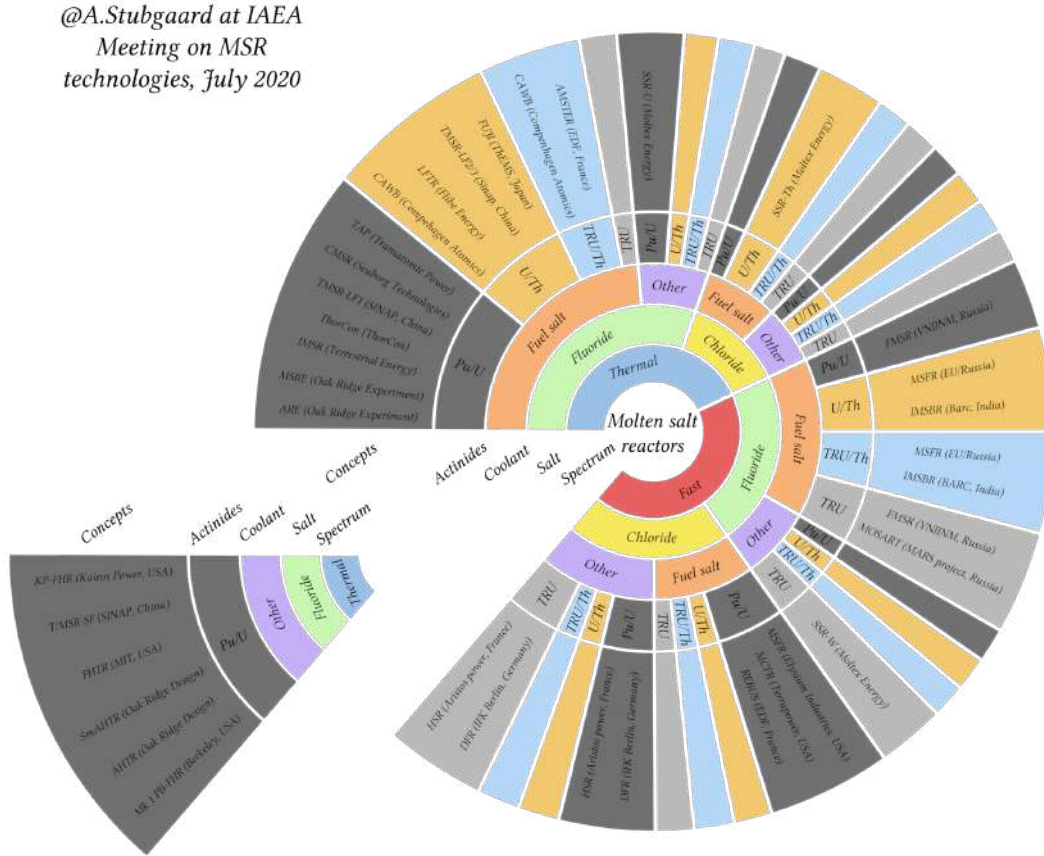


FIGURE 1.8 – Taxonomie des RSFs

1.2.2 Concept RSF (Réacteur à Sels Fondus)

Le RSF (ou MSR, Molten Salt Reactors, en anglais) est un concept de réacteurs qui peut prendre des formes très variées pour des objectifs très différents. La figure 1.8 permet d’avoir une idée de la diversité qui existe aujourd’hui dans le développement des réacteurs à sels fondus. Tous ces concepts ont la dénomination réacteur à sels fondus, mais leur principe de fonctionnement peut être très différent. Nous ne décrivons pas l’intégralité des différents concepts actuellement étudiés de réacteurs à sels fondus, mais nous nous concentrerons sur les principales caractéristiques des réacteurs que nous étudierons au cours de cette thèse.

La grande particularité des réacteurs que nous étudions est d’avoir un combustible sous forme liquide et circulant. Pour pouvoir avoir un combustible liquide, les noyaux fissiles et fertiles sont dissouts dans un sel : composé ionique de cations et d’anions, minéral (par opposition aux sels organiques). Ces composés chimiques ont pour particularité d’avoir un point de fusion assez élevé et permettent la dissolution d’autres noyaux en leur sein en restant liquide. Le circuit combustible (structure dans laquelle le combustible circule) est composé d’une zone critique dans laquelle le volume de sel est critique (la réaction en chaîne y est auto-entretenu) et de secteurs, dans lesquels sont placés des échangeurs de chaleur qui permettent de transférer la chaleur produite dans le sel combustible vers un sel intermédiaire de composition chimique souvent choisie proche de la composition chimique du sel combustible.

Pour les réacteurs visant un objectif de surgénération, une manière d'augmenter la capacité de régénération du réacteur est d'ajouter une couverture de sel fertile, aux alentours de la zone critique, pour capturer les neutrons de fuite de la réaction en chaîne et produire des noyaux fissiles à partir des noyaux fertiles. Dans les échangeurs de chaleur, le flux neutronique est très faible pour protéger les structures. Le sel présent dans les secteurs ne participe donc pas à l'entretien de la réaction en chaîne.

Les réacteurs nucléaires en fonctionnement actuellement dans le monde ont un combustible sous forme solide. Les noyaux lourds sont assemblés dans des plaques ou des pastilles en fonction des réacteurs. Les plaques sont utilisées dans certains réacteurs de recherche et les pastilles dans la plupart des réacteurs. Ce combustible solide peut-être un métal ou une céramique (oxydes, nitrures, carbures ou siliciures), la céramique étant plus usuelle que le métal [9]. Ce combustible est chauffé par les réactions de fissions et est refroidi par un fluide caloporteur qui peut être de l'eau (REPs, CANDUs,...), du sodium (SFRs),... Ce fluide peut aussi faire office de modérateur comme dans les réacteurs de type REP, par exemple.

Si une comparaison doit être faite avec les réacteurs à combustible solide habituellement étudiés tels que les REPs (Réacteurs à Eau Pressurisée), le circuit combustible correspond aux assemblages combustibles quant au circuit intermédiaire il correspond au circuit primaire d'eau. Ces comparaisons, bien que peu pertinentes pour analyser le comportement d'un réacteur à sels fondus, permettent de mettre en lumière les différences entre un réacteur de type RSF à combustible circulant et un réacteur à combustible solide. L'étude du combustible est très différente entre ces deux types de réacteurs.

La gestion du cycle envisagée pour ce combustible varie grandement d'un type de concept RSF à un autre. Certains concepts de réacteurs sont conçus pour fonctionner de longues périodes sans traiter le combustible, puis pour être arrêtés pour traiter le sel et le recharger, tandis que d'autres sont optimisés pour traiter le combustible en ligne en extrayant du sel à des fréquences données pour le retraiter et injecter du sel avec une composition différente afin d'équilibrer la réactivité. Ces différentes gestions se retrouvent dans les réacteurs à combustible solide. Les REPs sont rechargés, en moyenne, tous les ans tandis que les CANDUs canadiens sont rechargés en cours de fonctionnement et sont arrêtés uniquement pour les maintenances. Pour les RSFs, lorsque le combustible est traité en ligne, il est nécessaire de retirer du circuit combustible les particules métalliques et les PFs gazeux. Les particules métalliques ont tendance à se déposer dans la cuve et l'inquiétude se porte sur un dépôt potentiel dans les échangeurs de chaleurs tandis que les PFs gazeux non solubles pourraient faire monter la pression à l'intérieur du circuit combustible s'ils ne sont pas évacués. Un système de bullage a été conçu [10]. Les bulles de gaz qui circulent dans le sel emportent les produits de fissions insolubles puis sont extraites du sel pour traiter ces produits de fissions.

La circulation du sel combustible d'une zone critique vers les échangeurs de chaleur engendre une perte de certains précurseurs de neutrons retardés. Ces précurseurs de neutrons retardés, essentiels au pilotage du réacteur, vont en partie décroître en

dehors de la zone critique et donc n'avoir aucun impact sur la réaction en chaîne. Cette particularité rend ce genre de concepts de réacteurs à sels fondus plus "nerveux" que d'autres concepts, c'est-à-dire que les variations de puissance peuvent être très rapides suite à une perturbation. Ceci peut être un avantage pour, par exemple, le suivi de charge. En effet, dans cette situation, la puissance neutronique du réacteur s'adapte très rapidement à la puissance extraite dans les échangeurs de chaleur. Mais cela engendre des variations de grande amplitude lors de perturbations ce qui peut rendre le réacteur instable. De plus, cette particularité dans un réacteur à combustible solide pose problème, car une variation trop rapide de puissance peut engendrer la fusion du combustible. Dans les RSFs, la marge à la vaporisation du sel est très grande. Par contre, une température excessive risque d'endommager la cuve. La grande différence entre les deux situations est que dans les réacteurs à combustible solide, la puissance est déposée directement dans le matériau qui peut fondre. Dans les réacteurs à combustible liquide, la puissance étant déposée dans le sel fondu qui peut jouer le double rôle de combustible et de caloporteur, il faut que cette énergie soit transférée vers la cuve pour l'endommager ce qui laisse plus de temps pour des actions d'atténuation d'être mises en place. La capacité du sel à rayonner de l'énergie de la masse vers la paroi de la cuve peut accélérer ce transfert d'énergie. Ceci a été peu étudié et la transparence du sel aux rayonnements lorsque beaucoup de produits de fissions et d'actinides sont présents n'est pas connue et doit être évaluée.

Lors d'une perturbation, la puissance neutronique du réacteur varie et influence donc la température du sel. Suite à la variation de température, le volume de sel combustible varie. Il est donc nécessaire d'avoir un volume libre (réservoir d'expansion) dans le circuit combustible pour permettre des variations de température au cours de l'opération du réacteur.

Un combustible sous forme liquide permet, lors d'accidents, de rapidement et/ou passivement changer sa géométrie pour l'amener dans une configuration sous-critique permettant d'évacuer la chaleur résiduelle. Ceci permet d'évacuer le plus efficacement possible la puissance résiduelle due à la décroissance des actinides et des produits de fissions présents dans le sel. Cette stratégie, déjà utilisée dans les REPs avec le récupérateur de corium, est étendue dans ces concepts mais sous forme réversible. Dans les REPs, lorsque le combustible fond, il engendre la fusion du bas de la cuve et s'étale dans le récupérateur de corium lorsque le réacteur en est équipé (ce qui est le cas de l'EPR, par exemple) pour échanger efficacement sa chaleur en augmentant au maximum la surface d'échange pour des échanges convectifs avec l'air présent dans le récupérateur de corium et radiatifs avec le béton alentour. Lorsque le récupérateur de corium est sollicité dans un REP, la cuve a été percée par le corium fondu ; c'est une des situations qui empêche définitivement de redémarrer l'installation. Dans les RSFs, le combustible étant sous forme liquide dans les RSFs étudiés ici, il y a comme objectif de concevoir un système qui permettrait de redémarrer l'installation après ce genre d'accident, mais ceci reste à être démontré. Une représentation du design du réservoir de vidange d'urgence du MSFR est représentée sur la figure 1.9. Le fonctionnement du système de vidange permettant de viser cet objectif sera décrit plus loin.

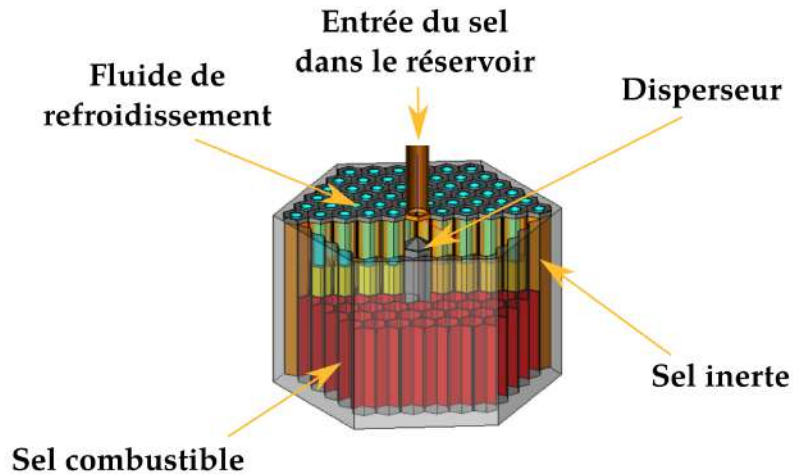


FIGURE 1.9 – Schéma du réservoir de vidange [11]

Un schéma très simplifié du système est représenté sur la figure 1.10. Il représente la zone critique, le.s secteur.s (en fonction des concepts, il peut y avoir un ou plusieurs secteurs), le système de vidange, le volume d'expansion et le circuit intermédiaire. Comme cela a été précisé, le système de vidange et la couverture fertile, présente sur le schéma, ne sont pas présents dans tous les concepts. Des précisions sur les réacteurs étudiés sont données à la fin de ce chapitre.

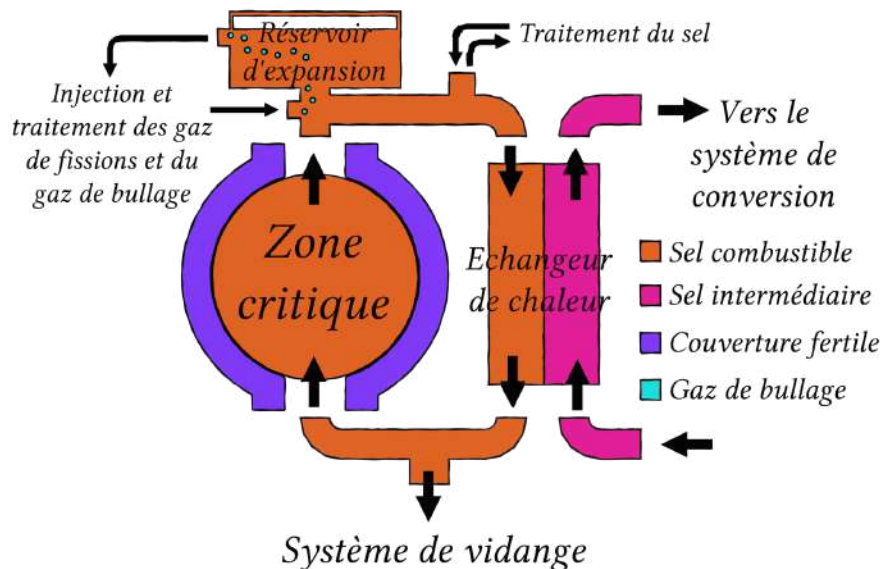


FIGURE 1.10 – Schéma système simplifié d'un RSF à combustible circulant

1.2.3 Présentation de la neutronique

Pour expliquer la phénoménologie des accidents qui sont considérés dans cette étude, il est important de détailler de manière générale les physiques mises en jeu lors

d'un transitoire dans un RSF et en particulier les interactions entre la neutronique et la thermohydraulique. Ces physiques et leurs interactions sont expliquées plus en détail dans les chapitres dédiés 2 et 3.

Le sel présent dans le circuit combustible contient des éléments fissiles, a une certaine densité et une certaine température, le volume de sel dans la zone critique, aussi appelée cœur, est critique. Ce système critique aura tendance à osciller autour d'une valeur de température moyenne, appelée température critique, valeur pour laquelle le facteur de multiplication est égal à 1. Dans la stabilisation de cet état critique du réacteur, deux phénomènes intrinsèques interviennent : l'effet Doppler et l'effet de densité.

L'effet Doppler résulte de la variation de température du sel. Une hausse de température a tendance à étaler les résonances de toutes les sections efficaces dans le domaine épithermique ; notamment celles de fission et de capture. L'étalement des résonances correspond à un élargissement et à une diminution de la valeur maximale de la résonance. Cet étalement des sections efficaces a tendance à augmenter l'importance des absorptions, ce qui peut être interprété par une diminution de l'auto-protection de ces résonances. L'autoprotection est le nom d'un phénomène physique. Les résonances ayant de grandes probabilités d'interaction, le flux neutronique est atténué à cette énergie ce qui diminue l'importance de chaque résonance. L'étalement des résonances dû à l'effet Doppler apparaît pour toutes les sections efficaces. Pour la plupart des noyaux, cet étalement engendre une augmentation plus rapide du taux de capture que l'augmentation du taux de fission. Ceci est majoritairement dû à la plus grande présence de noyaux fertiles par rapport aux noyaux fissiles dans le combustible. La baisse de la proportion de fissions engendre donc une baisse de la puissance neutronique. L'effet inverse est aussi à remarquer ; lorsque la température diminue ; les résonances des sections efficaces rétrécissent et se "piquent". Donc la probabilité d'interaction diminue. L'effet inverse de la hausse de température apparaît et donc la réactivité croît lorsque la température diminue. Cet effet Doppler est directement lié à la variation de température du sel combustible.

Lorsque la température du sel varie, la densité est modifiée et une partie du sel sort de la zone critique pour être envoyée dans un réservoir d'expansion. Cette perte de masse de sel de la zone critique engendre une perte de noyaux ce qui rend le sel plus transparent. Lorsque du sel est éjecté de la zone critique, il est aussi sorti du flux neutronique. Le sel dans la zone critique devient moins réactif, car les neutrons ont une probabilité plus faible d'interagir avec des noyaux fissiles par rapport aux probabilités de fuir hors du système, c'est l'effet densité.

Lorsque la réactivité, la puissance neutronique augmente et les deux contre-réactions neutroniques agissent lorsque la température augmente et que la densité diminue. Ces deux contre-réactions ont tendance à faire diminuer la réactivité et donc à stabiliser le système dans un état critique.

Lorsque le sel circule dans le circuit combustible et échange sa chaleur avec le sel intermédiaire, il se refroidit. La température du sel dans la zone critique tend donc vers la température de criticité et sa puissance neutronique est égale à la puissance

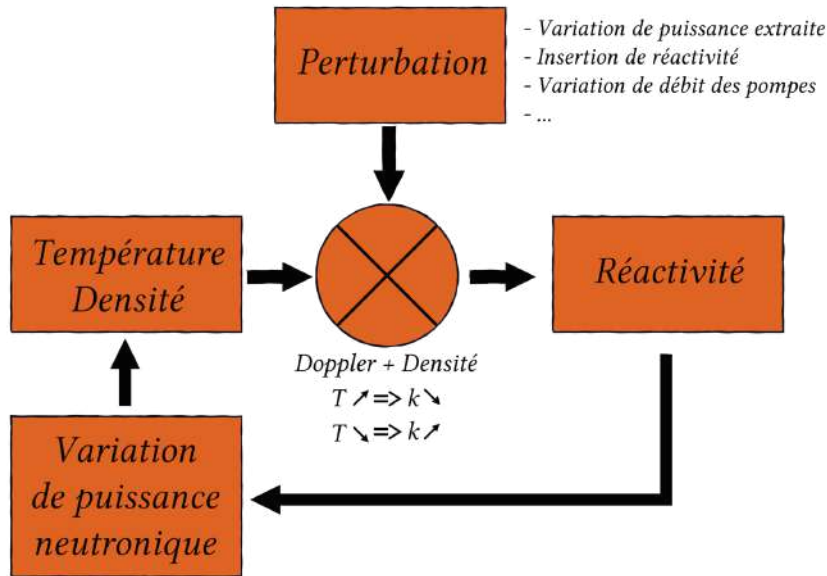
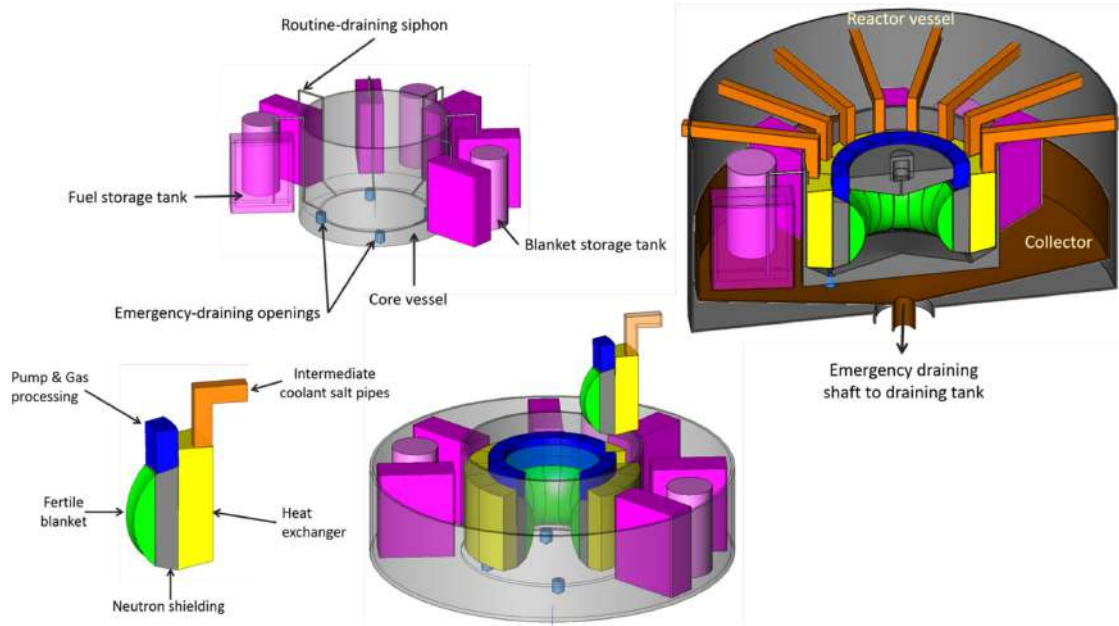


FIGURE 1.11 – Schéma du fonctionnement de la contre-réaction neutronique

extraite. Le schéma 1.11 résume cette boucle de rétroaction entre la variation de température et la variation de puissance.

1.3. Présentation des réacteurs étudiés

Le concept de réacteurs à sels fondus étudiés dans cette thèse est celui du MSFR (Molten Salt Fast Reactor) de référence développé par le CNRS [12] dans le cadre de projets européens EVOL (Euratom 7ème PCRD) [13], SAMOFAR (H2020) [14] et SAMOSAFER (H2020) [15] notamment. La géométrie de référence est représentée dans la figure 1.12. Comme cela a déjà été évoqué, ce concept de réacteurs à sels fondus fait partie des concepts de réacteurs à combustible circulant à spectre neutronique rapide surgénérateurs. Pour permettre et accroître la régénération, une couverture fertile est utilisée pour récupérer les neutrons de fuite et produire des noyaux fissiles à partir des noyaux fertiles. Deux réacteurs sont étudiés, car les cycles Th/U et U/Pu peuvent être utilisés dans des réacteurs à sels fondus. Les sels fluorures, beaucoup étudiés dans les réacteurs à sels fondus grâce à leurs propriétés thermodynamiques, neutroniques et chimiques favorables sont les sels utilisés dans le concept de référence. Ce sel a la particularité d'avoir une solubilité du plutonium très faible, trop faible pour avoir des marges suffisantes de sûreté entre la concentration de plutonium nécessaire à un système critique et la quantité maximale de plutonium possible dans le sel sans qu'il précipite. La solubilité maximale de plutonium décroît rapidement avec la température du sel. Pour cette raison, un sel chlorure est utilisé pour le concept cherchant à utiliser le cycle U/Pu car la solubilité du plutonium y est plus grande. Les propriétés thermodynamiques des sels de ces deux concepts sont résumées dans le tableau 1.4 et les caractéristiques des circuits combustibles dans le tableau 1.5.


 FIGURE 1.12 – Représentation du circuit combustible du MSFR_f [11]

1.3.1 Concept fluorure : MSFR_f (dit MSFR de référence)

Ce concept de réacteur de 3 *GWth* est optimisé pour un sel fluorure et un cycle de combustible *Th/U*. Ce réacteur à combustible circulant possède un circuit combustible de 18 m^3 dont la moitié du sel est situé dans la zone critique et l'autre moitié en dehors de la zone critique. La composition chimique initiale du sel est de 77.5%*LiF* – 22.5%*AF_{3/4}* où *A* correspond à un mélange $^{232}\text{ThF}_4/^{233}\text{UF}_3/4$, mélange qui doit être ajusté par un outil de calcul neutronique pour obtenir un système critique [11]. Ce sel est décrit comme "frais", c'est-à-dire qu'il ne comporte aucun PF. Le sel présent dans la couverture fertile possède la même composition molaire que le sel combustible, mais l'ensemble des actinides est composé de thorium. La température moyenne de fonctionnement du réacteur est aux alentours de 976 *K*, avec une variation de température entre l'entrée et la sortie de la zone critique de $\Delta T = 100$ *K*. Le débit de sel dans le cœur est de $Q = 4.5$ $m^3 \cdot s^{-1}$ (le débit massique est donc de $\dot{m} = 18.3$ *tonnes \cdot s^{-1}*). Pour échanger une telle puissance thermique, et pour ajouter de la redondance, le nombre d'échangeurs de chaleur entre le sel combustible et le sel intermédiaire est de 16.

Dans le projet EVOL [13], la géométrie du circuit combustible a été optimisée avec des outils de calcul CFD RANS ce qui a permis d'obtenir la géométrie toroïdale représentée sur la figure 1.13. L'un des points difficiles de l'optimisation de cette géométrie est de supprimer le vortex qui est créé en sortie de l'échangeur de chaleur en adaptant le rayon de courbure du tuyau et l'élargissement. Cette géométrie toroïdale a été optimisée avec un solveur RANS (qui ne permet pas de calculer certaines échelles de la turbulence de l'écoulement de fluide et donc certains comportements du sel), des calculs avec un solveur LES ont permis de mettre en évidence une recirculation de fluide proche de la paroi de la cuve proche de la sortie de la zone critique. Cette recirculation engendre un point chaud qui est un problème pour la tenue à long terme du matériau de la cuve. De nouvelles optimisations de la géométrie avec

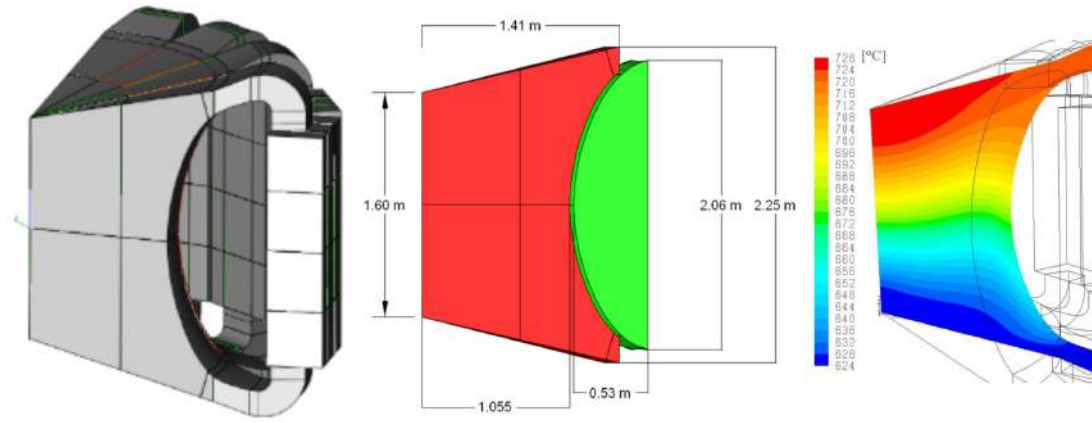


FIGURE 1.13 – Géométrie toroïdale optimisée dans le projet EVOL [11].

un solveur LES sont actuellement réalisées pour corriger cette recirculation [16]. Ces considérations de géométrie semblent particulièrement intéressantes à avoir en tête dans ce travail, car les outils qui sont développés ont pour objectif de modéliser le comportement du réacteur avec des géométries simples et ne sont pas capables de prendre en compte ces particularités autres que dans leur paramétrisation.

Le sel du circuit intermédiaire, permettant de transférer la chaleur produite par les réactions de fissions jusqu'au circuit de conversion d'énergie, est un fluoroborate ($NaF - NaBF_4$). Le circuit intermédiaire a un volume très grand devant le volume du circuit combustible ce qui permet d'ajouter une inertie considérable au système composé du circuit combustible et du circuit intermédiaire, car le circuit combustible dispose de très peu d'inertie thermique. Le circuit intermédiaire permet de transférer la chaleur du circuit combustible au circuit de conversion d'énergie, mais son inertie thermique permet aussi de protéger le circuit combustible en cas d'incident ou d'accident (par exemple pour des transitoires de perte de pompes combustible ou de perte de refroidissement du circuit de conversion d'énergie). Un système de boucles spécifiques permettant d'évacuer la chaleur en convection naturelle est étudié pour permettre d'éviter la vidange dans des situations de pertes totales d'alimentations électriques [17] notamment.

1.3.2 Concept chlorure : MSFR_c

En France et dans de nombreux pays utilisant l'énergie nucléaire pour la production électrique, il est prévu que les déchets les plus problématiques (HA et MA-VL) soient ultimement stockés en couche géologique profonde. Dans l'objectif de réduire le volume de matières radioactives à stocker dans les sites de stockage géologique profond, des concepts de réacteurs à sels fondus en chlorures sont étudiés tel que le réacteur ARAMIS [18] étudié au CEA et le réacteur étudié en partenariat entre le CNRS/IN2P3/LPSC et Orano [19]. Ces réacteurs, généralement de puissance assez faible (par rapport au MSFR de référence) et de petite taille sont optimisés pour la transmutation des actinides.

Ces mêmes pays possèdent généralement de très grandes réserves d'uranium : soit en attente de passage en réacteur, soit sorti de réacteurs ou soit appauvri en ura-

niem 253, car il a déjà servi pour enrichir le combustible (voir le tableau 1.3 pour l'exemple de la France). Pour optimiser l'utilisation de ces matières et utiliser ces stocks d' ^{238}U pour la production électrique dans les réacteurs à sels fondus, une version du MSFR en sel chlorure est en cours de développement. Ce concept est en cours d'optimisation [20] dans le projet SAMOSAFER [15]. Les propriétés physiques des chlorures sont très différentes des propriétés des fluorures. Ces différences engendrent des modifications dans la conception du circuit combustible.

Dans le MSFR_c, le volume de sel combustible en cours d'optimisation est à ce jour de 60 m^3 , séparé à moitié dans la zone critique et à moitié dans les secteurs comportant les échangeurs de chaleur. La différence de volume de sel entre les versions MSFR_f et MSFR_c proviennent de diverses différences entre les deux sels. La capacité calorifique volumique du sel chlorure étant beaucoup plus faible que celle du sel fluorure, l'échangeur de chaleur se doit d'être plus grand pour pouvoir échanger correctement les 3 GW de puissance produite dans le réacteur. De plus, pour éviter d'avoir une puissance neutronique trop grande par m^3 de sel dans la zone critique et d'avoir un trop grand déséquilibre entre les volumes dans la zone critique et en dehors pour des questions de pilotabilité, le volume de sel dans la zone critique est le même que celui en dehors. Cette géométrie est optimisée avec le code de calcul SONGE développé au LPSC [20]. Le sel combustible est composé d'un solvant NaCl dans lequel sont dissouts les actinides (U et Pu), la proportion est la suivante : $55\%\text{NaCl} - 45\%\text{ACl}_3$. Comme précédemment, A correspond à un mélange $^{238}\text{U}/^{239}\text{Pu}$. La proportion d'uranium par rapport au plutonium est adaptée pour obtenir un système critique. Le sel dans la couverture fertile est composé du solvant, d'uranium et de certains actinides mineurs pour se protéger de la prolifération. Il est injecté dans la couverture et l'uranium est progressivement converti en plutonium. Le retraitement de la couverture fertile permet d'évacuer les noyaux fissiles qui y ont été produits pour ne pas rendre la couverture fertile critique, cette dernière n'étant pas refroidie autant que le circuit combustible, il est nécessaire que la puissance neutronique y soit faible.

L'étude en parallèle des deux versions du MSFR présente un comportement de réacteurs à sels fondus avec certaines différences notables. La première est la différence dans les propriétés physiques des réacteurs. Cela a nécessité le développement d'outils facilement paramétrables pour la modélisation des réacteurs. Les propriétés neutroniques de ces deux concepts sont aussi très différentes, du fait de leurs spectres neutroniques différents. Le chlore est un élément très transparent aux neutrons et donc les neutrons ne peuvent interagir qu'avec les noyaux lourds ce qui donne un spectre très énergétique, dit très "dur". Au contraire, le fluor est moins transparent aux neutrons que le chlore, car les neutrons interagissant avec le fluor sont ralentis par ce dernier. Le fluor étant très présent dans le cœur, même une section efficace "assez faible" conduit à une grande probabilité d'interaction et donc à une différence assez forte sur le spectre neutronique, ce que l'on peut observer sur la figure 1.14. Il y a plus de neutrons dans le domaine épithermique dans le spectre fluorure que dans le spectre chlorure. Cette faible présence de neutrons dans le domaine épithermique engendre un effet Doppler très faible pour le MSFR_c lors de la variation de température du sel. Le spectre neutronique dur engendre au contraire un effet en densité plus forte que pour un spectre neutronique plus épithermique. Ceci est dû au fait que les neutrons de haute énergie ont une plus grande probabilité de fuite que des

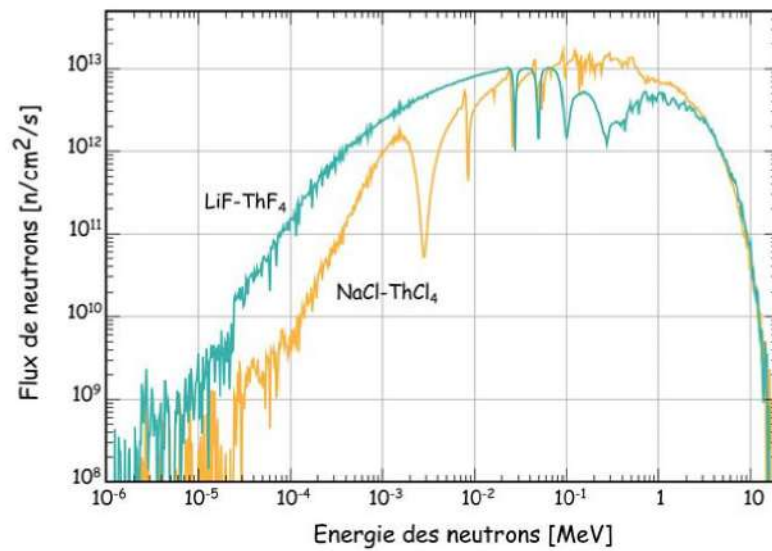


FIGURE 1.14 – Spectre neutronique pour les réacteurs fluorures et chlorures [8].

Matière	Masse en tonne de métal lourd [<i>tML</i>]
Thorium	8564
Uranium naturel (extrait de la mine)	39800
Uranium (enrichi)	3390
Uranium (appauvri)	324000
Uranium (sortie de retraitement)	34100

TABLE 1.3 – Stocks d'uranium et de thorium en France à la fin 2020 [21].

neutrons épithermiques, qui ont plus de chance d'être absorbés dans les résonances. On observe ces deux conséquences dans les paramètres répertoriés sur le tableau 1.6.

Concept sel fluorure MSFR _f		Concept sel chlorure MSFR _c	
Sel	Combustible (<i>LiF</i> – <i>ThF₄</i>)	Sel	Combustible (<i>NaCl</i> – <i>PuCl₃</i> – <i>UCl₃</i>)
ρ [<i>kg.m</i> ⁻³]	$4983 - 0.882 \times T[K]$ [22]	ρ [<i>kg.m</i> ⁻³]	$3692.38 - 1.226 \times (T - 876)$
C_p [<i>J.kg</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$-1111 + 2.78 \times T[K]$ [23]	C_p [<i>J.kg</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$567.66 - 0.022 \times (T - 876)$
ν [<i>m</i> ² . <i>s</i> ⁻¹]	$5.54 \times 10^{-8} e^{3689/T[K]}$ [23]	ν [<i>m</i> ² . <i>s</i> ⁻¹]	$\frac{10^{-3}}{\rho(T)} e^{2.013 + \frac{3968.290}{T[K]}}$
λ [<i>W.m</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$0.928 + 8.379 \times 10^{-5} T[K]$ [23]	λ [<i>W.m</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$0.7204 - 2.11 \times 10^{-4} T[K]$ [11]
p_{sat} [<i>Pa</i>]	$e^{\frac{28277}{2.166 - T[K]}}$ [24]	p_{sat} [<i>Pa</i>]	$101325 \times 10^{\frac{5.434 - 10065.0}{T[K]}}$ [26]

Sel	Intermédiaire (<i>NaF</i> – <i>NaBF₄</i>)	Sel	Intermédiaire (<i>LiCl</i> – <i>NaCl</i> – <i>KCl</i>)
ρ [<i>kg.m</i> ⁻³]	$2446.3 - 0.711 \times T[K]$ [25]	ρ [<i>kg.m</i> ⁻³]	$1975.1 - 0.46261 \times (T - 963)$
C_p [<i>J.kg</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	1506 [25]	C_p [<i>J.kg</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$1226.23 - 0.1062 \times (T - 963)$
ν [<i>m</i> ² . <i>s</i> ⁻¹]	$\frac{8.77}{\rho(T)} \times 10^{-5} 10^{2240/T[K]}$ [25]	ν [<i>m</i> ² . <i>s</i> ⁻¹]	$\frac{10^{-3}}{\rho(T)} e^{-2.190 + \frac{2357}{T[K]}}$
λ [<i>W.m</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$0.66 - 2.37 \times 10^{-4} T[K]$ [25]	λ [<i>W.m</i> ⁻¹ . <i>K</i> ⁻¹]	$0.7901 - 2.185 \times 10^{-4} T[K]$ [11]
T_{fus} [<i>K</i>]	657 [11]	T_{fus} [<i>K</i>]	590

TABLE 1.4 – Valeurs des propriétés physiques des sels

	MSFR _f	MSFR _c
Composition	77.5% <i>LiF</i> – 20% <i>ThF₄</i> – 2.5% <i>UF_{3/4}</i>	55% <i>NaCl</i> – 40.5% <i>UCl₃</i> – 4.5% <i>PuCl₃</i>
Volume du circuit combustible	18 <i>m</i> ³	60 <i>m</i> ³
Nombre de secteurs	16	
Proportion totale du sel en cœur	0.5	
Volume du circuit intermédiaire	100 <i>m</i> ³	200 <i>m</i> ³
Nombre de boucles dans le circuit intermédiaire	4	
Température de fonctionnement	976 <i>K</i>	876 <i>K</i>
Puissance thermique	3 <i>GW</i>	
Variation de température	100 <i>K</i>	100 <i>K</i>
Débit du sel combustible	4.5 <i>m</i> ³ . <i>s</i> ⁻¹	14 <i>m</i> ³ . <i>s</i> ⁻¹

 TABLE 1.5 – Points communs et différences des aspects généraux entre les cœurs des réacteurs MSFR_f et MSFR_c

	MSFR _f	MSFR _c
Nombre de familles de précurseurs de neutrons retardés	8	7
β (sans circulation des précurseurs de neutrons retardés)	311 pcm	304 pcm
$\lambda = \frac{\sum_i \beta_i \lambda_i}{\sum_i \beta_i}$	0.31 s ⁻¹	0.33 s ⁻¹
Contre-réactions Doppler [pcm.K ⁻¹]	-4.0	-0.78
Contre-réactions densité [pcm.kg ⁻¹ .m ³]	4.0	11.76

MSFR _f			
Famille	β_i [pcm]	λ_i [s ⁻¹]	$T_{1/2}$ [s]
1	23.27	1.247×10^{-2}	55.6
2	45.92	2.829×10^{-2}	24.5
3	40.63	4.252×10^{-2}	16.3
4	62.41	1.330×10^{-1}	5.2
5	98.51	2.925×10^{-1}	2.4
6	15.15	6.665×10^{-1}	1.04
7	21.15	1.635	0.42
8	4.612	3.555	0.20

MSFR _c			
Famille	β_i [pcm]	λ_i [s ⁻¹]	$T_{1/2}$ [s]
1	22.56	1.240×10^{-2}	55.9
2	51.04	2.829×10^{-2}	24.5
3	36.75	4.226×10^{-2}	16.4
4	58.21	1.184×10^{-1}	5.85
5	107.3	3.014×10^{-1}	2.30
6	20.79	1.284	0.54
7	7.296	3.483	0.19

TABLE 1.6 – Paramètres neutroniques utilisés pour les réacteurs fluorure et chlorure. Je remercie Hugo Pitois d'avoir fourni les contre-réactions de la version chlorure du MSFR. Pour la version fluorure, voir [11]

1.4. Objectifs de la thèse

1.4.1 Objectif de ce travail

Ce travail de thèse a pour objectif d'étudier le comportement des réacteurs à sels fondus de type MSFR dans des situations accidentelles extrêmes. Des études d'initiateurs d'accidents ont été réalisées par Mariya Brovchenko [27] puis par Delphine Gérardin dans [11]. Les accidents d'insertion de réactivité ont été identifiés comme des situations potentiellement problématiques pour le comportement du réacteur, car ces situations impactent directement le "contrôle de la réaction en chaîne" qui est une fonction de sûreté nucléaire principale. De nombreux initiateurs ont été identifiés pour des insertions de réactivité par Mariya Brovchenko [27] et ont été résumés par Delphine Gérardin [11]. Ils sont rapportés dans le tableau 1.7.

Catégorie	Évènements initiateurs retenus
Incidents	Ajout involontaire/excessif de sel combustible Ajout de sel combustible trop concentré en fissile Ajout de sel combustible trop froid Arrêt du système de bullage Ajout insuffisant / retrait involontaire de sel combustible (insertion de réactivité négative) Ajout de sel combustible trop peu concentré en fissile (insertion de réactivité négative) Ajout de sel combustible trop chaud (insertion de réactivité négative) Bullage excessif (insertion de réactivité négative)
Accidents	Précipitation limitée de matière fissile sur les parties froides et relâchement en cœur de cette matière précipitée Détachement de la protection thermique Composition incorrecte du sel combustible au démarrage (trop haute concentration en fissile) et démarrage trop rapide Ajout de sel combustible dans la couverture fertile
Évènements limitants	Précipitation en masse de la matière fissile due à une entrée d'eau dans le circuit combustible Déformation importante du circuit combustible entraînant une augmentation du volume du cœur (compaction du cœur) Chargement de la couverture fertile avec du sel combustible Scénario de gel massif du sel combustible

TABLE 1.7 – Résumé des initiateurs d'insertion de réactivité [11]

Comme l'objectif de ce travail est de s'intéresser aux accidents de grande ampleur, les insertions de réactivité négatives ne seront donc pas traitées car inintéressantes en tant qu'accident grave. Les insertions de réactivité négative engendrent une chute de la puissance neutronique et ont peu d'impact sur la sûreté du réacteur. Dans le tableau 1.7, on observe qu'il existe de nombreux initiateurs identifiés pouvant engendrer des insertions de réactivité positives et de grande ampleur. Dans ce travail, une approche top-down a été choisie qui ne se focalise pas sur ces scénarios d'insertion de réactivité, mais étudie les conséquences d'une insertion de réactivité hypothétique.

L'apport principal de ce travail est la prise en compte de la compressibilité du sel lors de calculs d'accidents d'insertion de réactivité. Ce phénomène physique, peu souvent pris en compte dans le calcul d'écoulements liquides (voir, par exemple les travaux [28]), est identifié comme important dans la phénoménologie des accidents d'insertions de réactivité réalisée dans la section 1.4.3.

1.4.2 Démarche d'étude

Une approche top-down est suivie dans ce travail. Cette approche est complémentaire à l'approche bottom-up qui a, par exemple, été suivie dans le travail de Mariya Brovchenko pour obtenir les initiateurs du tableau 1.7. Cette dernière consiste à considérer le système, chercher des défaillances dans les différentes parties de ce système et à modéliser les séquences accidentelles induites. Ceci permet de vérifier que

les dimensionnements permettent d'avoir des marges suffisamment grandes entre les conséquences de l'accident modélisé et la défaillance des barrières. L'approche top-down se focalise sur les conséquences physiques d'une famille d'accidents généralistes telle que l'insertion de réactivité et consiste à lister les phénomènes physiques importants qui pilotent le comportement du réacteur lors de ce transitoire. La modélisation de ces phénomènes physiques permet de dimensionner les barrières du réacteur pour tenir compte du mieux possible les conséquences de ces phénomènes. Les phénomènes physiques qui doivent être modélisés lors d'un scénario d'insertion de réactivité sont identifiés lors d'études phénoménologiques de l'insertion de réactivité. Une fois ces phénomènes identifiés, nous cherchons à développer des outils de calculs qui permettent de les modéliser, outils de calculs que nous avons cherché à qualifier en les comparant à d'autres outils de calculs ou en les comparant à des expériences. Les comparaisons entre les outils développés dans cette thèse avec d'autres outils de calculs numériques ou des expériences permettent de faire une première étape de validation. Pour améliorer la validation des outils, il est important de réaliser des validations sur des expériences ou des calculs intégraux. Ceci n'a pas pu être réalisé dans ce travail pour l'outil de calcul compressible (COCCINELLE) mais cela sera probablement réalisé dans la suite des travaux sur ce sujet.

Ces outils de calculs développés permettent de réaliser des calculs de transitoires d'insertion de réactivité pour étudier le comportement du réacteur. Puis des scénarii repris du tableau 1.7 sont aussi réalisés pour étudier l'impact des modélisations faites et pour chercher à quantifier l'apport de ce travail sur la compréhension du comportement du réacteur.

1.4.3 Phénoménologie de l'accident

Phase incompressible du transitoire

Lors d'une hausse de réactivité, la puissance neutronique et donc la température augmentent. Si la hausse de température est suffisamment lente, c'est-à-dire que la vitesse de dilatation du sel est très faible devant la vitesse du son dans le sel, l'écoulement du sel est considéré comme incompressible (figure 1.16), le sel se dilate et les deux contre-réactions agissent pour compenser la réactivité insérée. Ces contre-réactions engendrent une diminution de la puissance neutronique pour amener le système vers un nouvel état d'équilibre. La réactivité insérée engendre une température de fonctionnement plus élevée. Si, par exemple, la contre-réaction neutronique totale est de -8 pcm.K^{-1} , une insertion de 1000 pcm engendre une hausse de température de $1000/8 = 125 \text{ K}$. Plus la contre-réaction en densité est grande, plus le système est stable et plus une insertion de réactivité engendre une faible hausse de température. Mais une contre-réaction neutronique thermique trop grande peut engendrer des instabilités. Des fluctuations de températures (sur refroidissement, fluctuations dues à la turbulence...) engendrent de grandes variations de réactivité si la contre-réaction neutronique est forte.

Le système de bullage utilisé pour retirer les impuretés du sel est considéré comme injectant les bulles en bas de la zone critique et les extrayant en sortie de zone critique. La présence des bulles sous flux dans la zone critique est une source de questionnement pour la stabilité neutronique et pour la réduction de la vitesse du

son. La stabilité de la nappe de flux sera problématique en opération nominale, son impact sur la vitesse du son ne sera visible que lors de transitoires d'insertions de réactivité extrêmes. La contre-réaction en densité impacte l'évolution de la puissance neutronique en fonction de la présence des bulles dans la zone critique. Dans les études actuelles, ce bullage est reporté dans le réservoir d'expansion. Des travaux sont en cours pour vérifier que son efficacité d'extraction soit suffisante. Le débit de sel dans le réservoir d'expansion n'est qu'une fraction du débit de sel dans le circuit combustible et donc le sel combustible n'est pas traité à la même vitesse.

Pour protéger la cuve de la hausse de température du sel engendrée par l'insertion de réactivité qui se rapprocherait de la température de fusion du matériau de structure, la vidange du circuit combustible se déclenche lorsque la hausse de température est trop élevée. La hausse de température engendre une dilatation et une accumulation de sel dans le réservoir d'expansion. Les mécanismes de vidange actuellement étudiés s'appuient sur cette hausse de volume de sel dans le réservoir d'expansion. Deux types de déclenchement sont étudiés : le déclenchement par débordement et le déclenchement par surpression. Le déclenchement par débordement a lieu lorsque le niveau libre dans le réservoir d'expansion entre en contact avec une membrane fusible qui permettra de déclencher la vidange par dépressurisation d'une ligne de gaz, voir figure 6.1. Ce déclenchement est assez lent (probablement de l'ordre de la seconde ou de la dizaine de secondes en fonction du matériau fusible choisi), car il est nécessaire d'attendre la fusion de la membrane fusible ce qui peut être tardif. Le déclenchement par surpression arrive lorsque le niveau libre monte rapidement dans le réservoir d'expansion ce qui engendre une surpression dans le gaz du réservoir d'expansion. Cette surpression peut déclencher la vidange par rupture d'un disque.

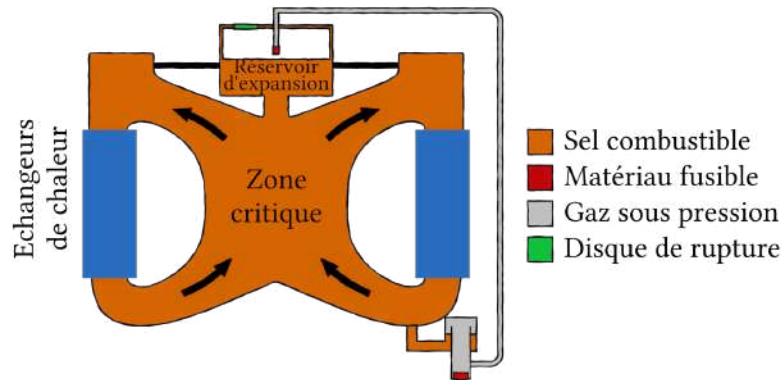


FIGURE 1.15 – Schéma du circuit combustible avec le système de déclenchement de la vidange.

Si la quantité de réactivité insérée n'est pas suffisante pour déclencher la vidange, le système se stabilisera à une température plus élevée à puissance nominale après un transitoire dont le temps caractéristique va dépendre de la taille du circuit intermédiaire. Le système se stabilise à une température plus élevée de $\Delta T = \frac{\rho_0}{|\alpha_n|}$ avec ρ_0 la réactivité insérée et α_n la contre-réaction neutronique totale. Si la hausse

de température est suffisante pour déclencher la vidange, le sel passera progressivement du circuit combustible vers le réservoir de vidange d'urgence. Lors d'un tel transitoire, la vidange est déclenchée par débordement dans le réservoir d'expansion. Ce transitoire est long, car la vidange est gravitaire donc passive et les débits de vidange sont faibles. L'ordre de grandeur du temps de vidange est de 100 s [11]. Il est possible de jouer sur les diamètres des systèmes de vidange pour réduire le temps de vidange. Cette augmentation de diamètre pourra par contre engendrer des vidanges intempestives. Des études en profondeur du système de vidange actuel sont nécessaire pour avoir une idée des temps de vidanges minimaux, mais il semble que ces temps resteront aux alentours de 100 s.

Phase compressible du transitoire

Si la vitesse de dilatation du sel engendrée par la hausse de température est proche de la vitesse du son dans le sel, l'écoulement du sel est considéré comme compressible (figure 1.17). Le sel présent dans la zone cœur ne peut pas se dilater à la même vitesse que la hausse de température. Cette hausse de température engendre donc une augmentation rapide de pression dans le sel combustible et la propagation d'ondes de pression vers les zones de basse pression. La pression ne pourra décroître que lorsque les ondes de détente seront réfléchies par l'interface liquide/gaz dans le réservoir d'expansion. Malgré le temps très court de ce transitoire, il peut avoir une importance capitale sur le comportement transitoire du réacteur. En effet, durant ce transitoire, la contre-réaction neutronique en densité n'agit que très peu et seule la contre-réaction Doppler influence le système. En sel chlorure, cette contre-réaction a une valeur très proche de zéro, voire positive. Des réacteurs avec une contre-réaction Doppler positive ne sont pas étudiés dans ce travail. Quand l'insertion de réactivité est suffisamment grande pour engendrer des ondes de pression de grandes amplitudes, la variation de densité due aux ondes de pression peut avoir des effets de perturbations de la nappe de flux, par le biais de la contre-réaction en densité, en cœur. Cette situation n'est pas étudiée durant ce travail.

Pour modéliser ces différents phénomènes physiques, différents outils ont été et sont en cours de développement. En effet, il semble déraisonnable de vouloir modéliser un transitoire complet (avec calcul de l'état d'équilibre du système) avec un seul outil qui prendrait aussi en compte un transitoire liquide compressible. Les temps de calculs seraient bien trop grands à cause d'un pas de temps nécessaire bien trop faible. Il en résulte que deux outils différents sont développés, un pour modéliser la phase incompressible, nommé MOSAICS, un code système, et un second pour modéliser la phase compressible (code de dynamique rapide) nommé COCCINELLE. La différence majeure entre les deux outils de calcul est la compressibilité, prise en compte dans l'un des outils, mais pas dans l'autre. L'outil de calcul système présenté dans le chapitre 2, semblable au code LiCore du CNRS (voir [29] et [30]), qui ne prend pas en compte la compressibilité, permettra de calculer des transitoires longs avec le transport des précurseurs de neutrons retardés, le circuit intermédiaire, la vidange... L'outil compressible, présenté dans le chapitre 3, aura quant à lui pour objectif le calcul de l'évolution des champs de température et de pression dans le cœur et le réservoir d'expansion, car ce sont ces deux structures qui seront les plus importantes dans les échelles de temps courts qui nous intéressent. Pour le chaînage des deux outils, un critère permettant de quantifier l'importance de la compressibilité

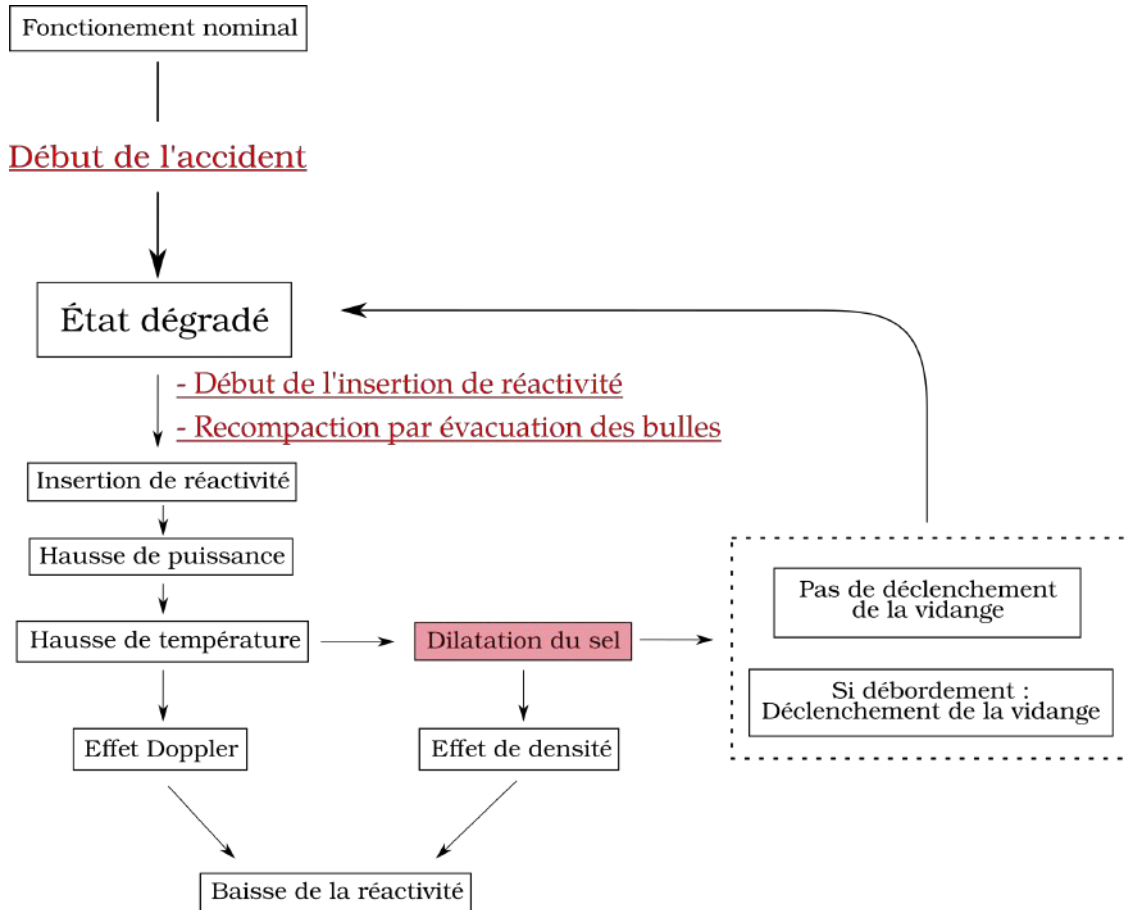


FIGURE 1.16 – Arbre phénoménologique de la phase incompressible (dite phase lente ou phase de transport)

et de gérer la transition entre une modélisation incompressible et une modélisation compressible dans un transitoire a été développé, il est présenté dans le chapitre 4. Des études sont réalisées dans le chapitre 5 avec la plateforme MIRRACI (Modélisation d'Insertion de Réactivité dans les Réacteurs à sels Chlorures) permettant le chaînage entre MOSAICS et COCCINELLE, cet outil de chaînage est présenté dans le chapitre 4.

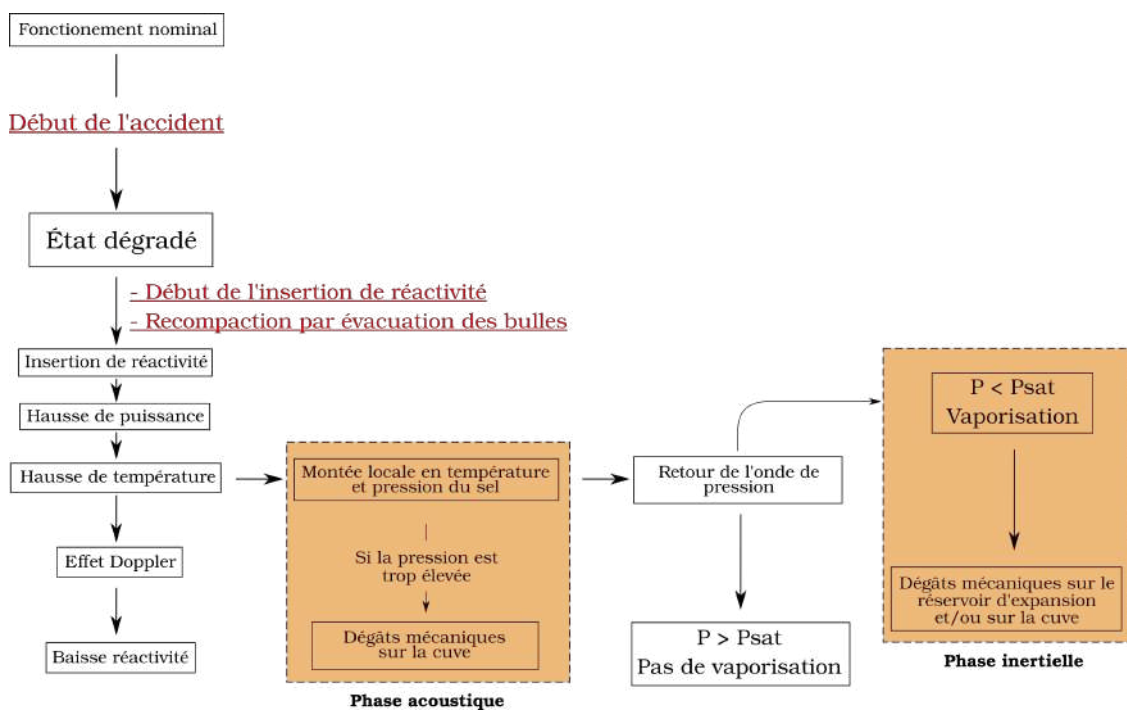


FIGURE 1.17 – Arbre phénoménologique de la phase compressible (dite phase rapide)

Phases lentes d'un transitoire d'insertion de réactivité : modélisation système - Code MOSAICS

Comme cela a été discuté lors de la description de la phénoménologie de l'accident d'insertion de réactivité du chapitre 1, il est nécessaire de modéliser le transport du sel combustible de la zone critique vers les échangeurs de chaleur pour modéliser des accidents d'insertion de réactivité. Dans ce chapitre, la neutronique, la thermohydraulique système et leurs interactions sont présentées. Les équations de la thermohydraulique sont assez classiques, mais les équations de la neutronique doivent pouvoir tenir compte de l'évolution de la population neutronique lorsque les précurseurs de neutrons retardés sortent du cœur et ne restent pas dans la zone critique donc sous le flux de neutrons. Pour résoudre ces équations, un code de calcul a été développé dans le cadre de cette thèse : MOSAICS (MOLten SALts Incompressible Calculation System). Les limites de cette modélisation, bien qu'évoquée dans le chapitre 1, sont détaillées ici.

Contenu du chapitre

2.1	Etat de l'art des outils de calcul	34
2.2	Neutronique	39
2.3	Thermohydraulique système	44
2.4	Interactions neutroniques/thermohydrauliques	51
2.5	Vérification	55
2.6	Conclusion et perspectives	68

2.1. Etat de l'art des outils de calcul

Différents codes de modélisation ont été développés pour le calcul en régime transitoire des réacteurs à sels fondus. Certains sont présentés ici, classés en codes exclusifs ou codes adaptés.

2.1.1 Codes dédiés aux réacteurs à sels fondus

Dans ce chapitre, seront présentés des codes qui ont été développés spécifiquement pour les réacteurs à sels fondus. Certains de ces codes peuvent être utilisés pour d'autres types de réacteurs.

TFM-OpenFOAM

Ce code CFD 3D a été développé par Axel Laureau durant sa thèse [29]. La résolution de la neutronique et de la thermohydraulique sont séparées en deux modules différents. Pour la thermohydraulique, la boîte à outils Open-FOAM a été utilisée. L'objectif est une résolution fine de la thermohydraulique ; à l'origine une approche RANS [31] (Reynolds Average Navier-Stokes) uniquement puis un solveur LES [32] (Large Eddy Simulation) a été ajouté pour permettre la résolution des plus grands tourbillons engendrés par la turbulence. Ces différentes approches thermohydrauliques ont permis de réaliser des optimisations de la géométrie du circuit combustible du MSFR de référence [33].

La méthode de résolution de la dynamique neutronique, appelée TFM [34] (Transient Fission Matrix), se base sur une résolution matricielle des équations de la dynamique neutronique. Ces matrices, obtenues par des calculs de neutronique stochastiques, représentent le nombre de fissions produit dans chacune des mailles i à partir des neutrons provenant de chacune des mailles j , ces matrices sont produites pour les neutrons prompts et les neutrons retardés en prenant en compte les caractéristiques de chaque type de neutrons (spectre d'énergie, position d'émission...). L'avantage de cette méthode est que la création des matrices de fissions est réalisée avant le calcul et qu'il n'est pas nécessaire de les recalculer pendant le calcul du transitoire. Ces matrices sont calculées pour deux valeurs éloignées de température (900 K et 1200 K) et de densité, puis les matrices sont interpolées entre ces deux valeurs calculées pour prendre en compte l'impact des variations de température et de masse volumique sur les fissions, absorption et fuite. Les calculs matriciels sont des calculs rapides numériquement ce qui permet d'avoir une résolution neutronique relativement rapide devant la résolution de la thermohydraulique.

Cet outil permet de modéliser avec une haute fidélité le comportement d'un réacteur à sels fondus en régime permanent ou en régime transitoire. Cet outil a été validé et vérifié lors d'un benchmark (le benchmark "au carré") [29] et par comparaison avec l'expérience (Flatop, Jezebel) [29]. Pour l'instant, cet outil ne permet pas de réaliser des calculs de transitoires compressibles, mais un solveur compressible d'OpenFOAM pourrait être utilisé dans cet objectif. De plus, le temps de calcul d'un transitoire calculé peut aller du temps réel à plusieurs centaines ou milliers de fois le temps réel en fonction du nombre de mailles calculées et du solveur de thermohydraulique.

LiCore

Ce code système multi-1D, aussi développé par Axel Laureau [29], est un code qui permet de calculer des transitoires dans un réacteur à sels fondus de manière encore plus rapide en faisant des hypothèses simplificatrices. En effet, les résolutions de la thermohydraulique et de la neutronique ont été grandement simplifiées pour permettre des calculs rapides ; ce qui permet de réaliser des études de sensibilité. De plus, des méthodes d'accélération, de mise à l'équilibre et de pas de temps adaptatif ont été développées pour optimiser le temps de calcul qui est plus rapide que le temps réel. L'intérêt de cette vitesse de calcul est de pouvoir réaliser des sensibilités et des calculs sur des simulateurs tels que ceux développés par Corys [30]. LiCore a été validé par comparaison avec TFM-OpenFOAM [29], ce qui donne une confiance élevée dans ses résultats.

La thermohydraulique est résolue avec une méthode lagrangienne, c'est-à-dire que les mailles suivent un volume de fluide défini dans le circuit combustible. Elles sont mobiles le long du circuit modélisé (combustible ou intermédiaire), leur volume varie lorsque le sel est chauffé (par la puissance neutronique par exemple) ou est refroidi (dans les échangeurs de chaleur par exemple). Le circuit combustible et le circuit intermédiaire sont modélisés dans cet outil avec une méthode Lagrangienne de suivi des particules fluides. Le circuit intermédiaire n'était pas modélisé entièrement dans l'outil TFM-OpenFOAM. L'écoulement dans les différents circuits est 1D mono axial et la zone critique est maillée radialement. Ce maillage radial, bien que le fluide s'écoule toujours de manière mono axiale, permet grâce à une distribution de vitesse non uniforme en entrée de zone critique, de modéliser le mélange du sel qui a lieu dans la zone critique (observé dans les calculs CFD). Cette différence de vitesse permet d'engendrer un mélange du sel qui se déplace rapidement au centre de la zone critique et le sel le long des parois de la zone critique. La compressibilité n'est pas modélisée dans cet outil de calcul.

La neutronique est modélisée en résolvant les équations de la cinétique ponctuelle modifiée pour prendre en compte le transport des précurseurs de neutrons retardés et de puissance résiduelle dans les mailles mobiles. La partie spatiale du flux neutronique est supposée fixe durant tout le calcul, car cela a été observé lors du calcul de transitoires avec des outils CFD comme TFM-OpenFOAM. D'après de premiers calculs couplés Europlexus-Apollo3, il semble que cette hypothèse n'est plus valide lorsque des ondes de compressions de grande amplitude se propagent dans le système. Lorsque le sel se vaporise, la nappe de flux se déforme aussi grandement.

PANDAS

Ce code a été développé par Delphine Gérardin au cours de sa thèse [11]. Ce code système 1D a été utilisé pour l'étude des situations accidentelles et incidentelles du réacteur à sels fondus MSFR. Ce code a une approche différente de LiCore pour la résolution de la neutronique et de la thermohydraulique. Cet outil a été validé par comparaison avec TFM-OpenFOAM.

Pour la thermohydraulique, une approche Eulerienne est utilisée, les équations de l'hydraulique ne sont pas résolues, le débit du fluide est imposé dans l'ensemble des

circuits résolus. Parmi les équations de la thermohydraulique, seule l'équation de la conservation de l'énergie est résolue, grâce à une méthode des différences finies pour modéliser l'échauffement des sels. Plusieurs modes de fonctionnement existent pour ce code. Il est aussi possible de modéliser le circuit intermédiaire ou non.

Pour la neutronique, les équations sont résolues spatialement et radialement. La population neutronique est discrétisée spatialement et une méthode de différences finie est utilisée pour calculer l'évolution de la population neutronique dans chacune des mailles. Il en va de même pour l'équation des précurseurs de neutrons retardés et des précurseurs de puissance résiduelle. Les sections efficaces, dans chacune des mailles, nécessaires à la résolution des équations de la neutronique, sont calculées avec le code stochastique Serpent2 [35].

DYMOS

Le code DYMOS (DYNAMICS for MOLten Salt reactors) est un outil de calcul développé au Japon pour la modélisation du MSR thermique du programme nucléaire japonais, le MSR-FUJI [36]. Ce code système modélise l'évolution neutronique par un modèle cinétique point avec transport des précurseurs. La thermohydraulique est modélisée avec des modèles 0D pour le cœur, l'échangeur de chaleur et le générateur de vapeur. Ce code a été validé par comparaison avec les résultats expérimentaux du MSRE.

2.1.2 Codes adaptés

Plusieurs codes préexistants ont été adaptés aux réacteurs à sels fondus pour calculer des transitoires. De nombreuses adaptations sont souvent nécessaires pour pouvoir adapter un code utilisé pour le calcul de réacteurs de génération III/III+/IV à sels fondus.

CATHARE

Le code CATHARE [37], développé entre le CEA, EDF, Framatome et l'IRNS depuis 1979 en est à sa troisième version. Développé à l'origine pour des simulateurs et études de sûreté (en particulier des accidents de type brèche menant à un régime diphasique dans le circuit d'eau primaire) de réacteurs à eau pressurisés, d'autres types de réacteurs ont été étudiés tels que des réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium (tel que le réacteur ASTRID [38]), réacteur à gaz [39] et son utilisation a été étendue hors des applications nucléaires (tel que l'aérospatial...). Ce code très éprouvé et validé sur de nombreuses expériences est utilisé à travers le monde pour des simulateurs, des études de sûreté, des études de design de réacteur... Des développements du code pour la modélisation de réacteurs à sels fondus sont en cours actuellement [40], mais ne semblent pas encore être utilisés à grande échelle. Cet outil est à rapprocher de l'utilisation actuelle du code LiCore. CATHARE étant développé depuis très longtemps, de nombreux modèles physiques sont implémentés dans l'outil de calcul, les possibilités de modélisation seront plus grandes avec ce genre d'outils.

Ce code permet de résoudre l'écoulement diphasique d'un liquide et d'un gaz ou sa vapeur avec la résolution des 6 équations de conservations : masse, énergie et quantité de mouvement. L'écoulement ainsi résolu permet de modéliser la compressibilité du fluide. Pour des géométries 0D (des réservoirs), 1D, 3D poreux... La modélisation neutronique est réalisée avec un modèle de cinétique point. Pour la modélisation des RSFs dans le code CATHARE, des jeux de données avec les équations de fermeture et les équations d'état des sels fondus considérés doivent être réalisés. De plus, le modèle neutronique de cinétique point doit-être modifié pour prendre en compte le transport des précurseurs de neutrons retardés dans le circuit combustible.

APOLLO3-TrioCFD

Les outils APOLLO3 [41] et TrioCFD [42], développés au CEA sont des outils de calcul de neutronique déterministe pour APOLLO3 et de CFD pour TrioCFD. Des travaux sont en cours pour le couplage de ces deux outils [43] pour la modélisation des réacteurs à sels fondus. Ces outils sont à rapprocher de TFM-OpenFOAM pour les objectifs de modélisation. Ces outils CFD permettent de réaliser des transitoires et de faire du design sur le circuit combustible du réacteur avec plusieurs solveurs possibles pour la résolution de la thermohydraulique. Les deux outils thermohydrauliques sont très différents, mais les outils neutroniques aussi, comme cela a été précisé, l'outil TFM-OpnFOAM utilise une méthode matricielle avec un outil neutronique stochastique quand APOLLO3 est un outil déterministe.

SCALE

Le code SCALE [44] (Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation) est un outil de calcul largement utilisé dans le monde et développé par ORNL (Oak Ridge National Laboratory). Ce code, utilisé pour les analyses de sûreté de nombreux réacteurs permet de réaliser des études de criticité avec des modules Monte-Carlo ou hybrides Monte-Carlo/déterministes, des calculs d'activation et de déplétions pour la modélisation de la puissance résiduelle, de l'évolution de la composition du combustible sous irradiation... Des calculs de radioprotection, des études de sensibilité et d'estimation d'incertitudes, le code est aussi capable de générer des sections efficaces en température avec autoprotection des résonances. Cet outil de calcul est aussi utilisé pour la modélisation du cycle du combustible dans les réacteurs à sels fondus [45].

TRACE-PARCS

Le couplage des codes TRACE et PARCS, réalisé à PSI, permet de réaliser des calculs de transitoires dans des réacteurs à sels fondus [46]. TRACE est un code thermohydraulique système (tout comme CATHARE) permettant, dans le travail [46] de résoudre une version simplifiée des équations de la thermohydraulique sur des mailles grossières. Cet outil a été modifié pour ajouter le transport des précurseurs de neutrons retardés le long du circuit combustible. PARCS est un code de calcul permettant de résoudre les équations de la diffusion neutronique à 6 groupes ; le code Serpent 2 a été utilisé pour calculer les sections efficaces. Cet outil de calcul a été vérifié en comparaison avec d'autres outils de calcul tels que COMSOL et TRACE-PK (ici PK fait référence à Point Kinetics, une méthode 0D de résolution des équations de la cinétique neutronique). Cet outil de calcul est utilisé pour réaliser

des transitoires d'insertion de réactivité, de puissance... Dans cet outil, le circuit intermédiaire est modélisé avec une température et un débit d'entrée imposés dans l'échangeur de chaleur.

BARC codes

Un ensemble de codes a été adapté aux réacteurs à sels fondus par les équipes de la Bhabha Atomic Research Center (BARC). Ces codes ont été adaptés pour permettre le développement du programme MSR en Inde.

- ARCH : Analysis of Reactor Transients in Cartesian and Hexagonal Geometries
- MSDyn : Molten Salt Reactor Dynamic

ARCH est un code réacteur couplant la thermohydraulique et la neutronique, avec une résolution 3D pour les deux physiques, utilisé pour l'étude de transitoires dans de nombreux types de réacteurs (HTR, MSR, PWR,...). Cet outil est utilisé dans le calcul de transitoires pour des réacteurs nucléaires différents tels que les VVER [47].

MSDyn est un code système permettant de calculer, avec une résolution 1D, l'évolution du circuit combustible, du circuit intermédiaire et des échanges de chaleur dans ces différents circuits. Cet outil permet la réalisation de transitoires tels que des transitoires de pompes ou de démarrage. Il a aussi été comparé avec les résultats du MSRE. [48]

Codes permettant de modéliser la compressibilité

Les phases compressibles de transitoires d'insertion de réactivité ne sont pas modélisées dans les outils précédemment évoqués utilisés pour les réacteurs à sels fondus, mais de plus en plus d'outils sont développés pour modéliser ce genre de phénomènes physiques. Les outils actuellement en développement couplent généralement un outil de CFD pour la résolution de la thermohydraulique et un outil déterministe pour la résolution de la neutronique. Deux outils à notre connaissance sont en cours de développement, le premier couplant OpenFOAM et un solveur déterministe [49] et le second, développé au CEA, mais pas encore publié, couple APOLLO3, un solveur neutronique déterministe et Europlexus un code mécaniste qui permet de calculer l'écoulement compressible et la déformation de la cuve. Ces outils permettent d'étudier les conséquences de la compressibilité sur la neutronique lors d'insertions de réactivité.

On observe dans les résultats [50] de ces calculs que la compressibilité impacte fortement l'évolution de la puissance neutronique et que, plus la vitesse du son est faible, plus la puissance neutronique atteint des valeurs élevées. La vitesse du son varie avec la température et la pression, mais varie surtout avec la quantité de gaz présents dans le sel. La présence de bulles détériore donc le comportement du réacteur en transitoire compressible, car la vitesse du son dans un liquide décroît avec l'augmentation de la présence de gaz. De plus, il a été observé que les phases compressibles ne déforment pas toujours la nappe de flux neutronique (forme spatiale du flux neutronique), mais que cela arrive lorsque les insertions de réactivité sont de très grande ampleur sur des temps très courts ce qui engendre des ondes de pression de forte amplitude.

2.1.3 Développement et positionnement de la plateforme MIR- RACI (Modélisation d'Insertion de Réactivité dans les Réacteurs à sels Chlorures)

Parmi ces outils (résumés dans le tableau 2.1), l'objectif du développement de la plateforme MIRRACI (composé des outils MOSAICS, présenté dans cette partie, et COCCINELLE, ce dernier sera présenté dans le chapitre suivant) est de permettre le calcul de transitoires d'insertions de réactivité en chaînant les phases incompressibles (MOSAICS) et les phases compressibles (COCCINELLE) avec des temps de calcul relativement courts. De plus, lors du début du développement, il était prévu d'étudier l'impact de la vidange du circuit combustible en cas d'accident et LiCore ne prenait pas encore en compte la vidange. Pour réaliser des chaînages, il était plus simple de développer un outil pour réaliser ce genre de transitoire pour éviter d'avoir un code seul, trop volumineux et complexe à maintenir. L'objectif étant de réaliser de nombreux calculs avec un faible coût en temps de calcul, utiliser un outil CFD pour la résolution de l'écoulement compressible était proscrit. COCCINELLE est donc développé dans l'optique de pouvoir réaliser des calculs rapides des phases compressibles. Dans les deux codes qui ont été développés, les équations de la neutronique résolues sont les mêmes. La partie suivante a pour objectif de présenter les équations qui seront résolues dans les deux outils de calcul.

Nom du code	Type de code	Prise en compte des RSFs	Neutronique	Thermohydraulique
TFM-OpenFOAM	CFD/neutronique	Oui	TFM (matrices de fission)	Incompressible, RANS/LES
LiCore	Système	Oui	Cinétique point améliorée	Incompressible Piston 1D Eulerien
PANDAS	Système	Oui	Equation de la diffusion	Débit constant imposé
DYMOS	Système	Oui	Cinétique point améliorée	Modèle 0D
CATHARE	Système	Non	Cinétique point	Modèle de 6 équations compressible
APOLLO3-TrioCFD	CFD/neutronique	Oui	Déterministe	Incompressible
SCALE	Évaluation des homologations	Oui	Neutronique/Evolution - Déplétion et stochastique	-
TRACE-PARCS	Système	Oui	PARCS (diffusion neutronique)	TRACE (incompressible système)
BARC codes et MSDyn)	CFD et Système	Oui	Déterministe et diffusion	CFD 3D et système 1D

TABLE 2.1 – Comparaison des codes présentés

2.2. Neutronique

2.2.1 Équations d'un combustible immobile

Pour comprendre les différences dans les équations de la neutronique appliquées à un combustible statique ou un combustible mobile, les équations de Nordheim pour la dynamique neutronique (voir [51]) sont tout d'abord rappelées, dans le cas

d'un réacteur à combustible immobile. Le raisonnement permettant d'arriver à ces équations permet de comprendre quelles hypothèses ne sont plus valides en cas de combustible mobile.

En plus de la population neutronique, pour être complet au niveau de la production de puissance neutronique, deux populations ont besoin d'être ajoutées ; les précurseurs de neutrons retardés et les précurseurs de puissance résiduelle. Lors de la fission d'un noyau, certains des noyaux fils sont radioactifs et vont décroître. Cette décroissance participe à l'échauffement du sel. Une méthode pour prendre en compte la puissance résiduelle dans l'échauffement du sel est de réunir les éléments qui participent à la puissance résiduelle en familles avec des temps de demi-vie différents et par importance différente dans la puissance résiduelle. Certains de ces noyaux décroissent en émettant un neutron (réaction $[\beta, n]$), ces noyaux sont des précurseurs de neutrons retardés et il est important de les suivre, car ils participent à la stabilisation de la réaction en chaîne. L'objectif premier de MIRRACI étant de modéliser des transitoires d'insertion de réactivité extrêmes et hautement hypothétiques, les précurseurs de puissance résiduelle ne sont pas modélisés. En effet, en régime nominal, leur apport à la puissance neutronique correspond à 0.14 GW [11] pour le MSFR de référence. Cette valeur est assez faible devant la puissance totale, mais surtout sera très faible devant la puissance neutronique engendrée par les insertions de réactivité. On pourrait penser que ces hautes valeurs de puissance engendrent une grande production de précurseurs de neutrons retardés, mais les transitoires qui seront calculés sont, comme nous le verrons, très courts. La quantité de précurseurs produite étant une intégrale de cette puissance sur un temps très court, la quantité de précurseurs produite durant ce genre de transitoire sera assez faible pour être négligée. Mais des analyses plus poussées seront nécessaires et les précurseurs de puissance résiduelle pourront être ajoutés dans des améliorations futures de MOSAICS.

Pour l'étude des phénomènes neutroniques, il est commun de décomposer la population neutronique notée $N(\vec{r}, t)$ en une partie dépendant uniquement de l'espace $\phi(\vec{r})$ et une partie dépendant uniquement du temps $N(t)$. L'hypothèse sous-jacente est que la nappe de flux neutronique se déforme très peu lors d'une variation de puissance. Cette hypothèse a été vérifiée par les calculs de transitoire incompressible [29]. Mais il a été observé dans les calculs couplés thermohydrauliques compressibles et neutroniques de [50] que la nappe de flux se déforme beaucoup lorsque les variations de pression sont très grandes. Cette hypothèse semble donc acceptable pour l'outil de calcul présenté ici ayant pour objectif la modélisation d'écoulements incompressibles, il sera néanmoins nécessaire de garder en mémoire que, lors de la vaporisation, cette hypothèse est fortement discutable. Cette population neutronique est la somme de deux autres populations, la population de neutrons prompts, les neutrons émis lors d'une fission, et les neutrons retardés, émis par la décroissance des précurseurs de neutrons retardés. Dans la suite, le terme "neutrons", jusqu'à indication du contraire, fera référence à la population totale de neutrons.

Cette décomposition ne permettra pas dans la suite de modéliser des effets de déformation de la nappe de puissance neutronique. Pour l'évolution spatiale de la nappe de puissance, nous allons nous placer dans l'approximation de la diffusion. Cette approximation est valable lorsque le milieu est principalement diffusif, homogène et que la taille du milieu est très grande devant le libre parcours moyen des

neutrons [51]. Ces hypothèses ont été vérifiées dans [11] dans les cas des MSR étudiés ce qui permet d'écrire :

$$D\Delta\phi = \Sigma_a\phi \quad (2.1)$$

Avec D [m], le coefficient de diffusion et $\Sigma_a \approx 7.9 \times 10^{-3}$ [cm⁻¹] la section efficace macroscopique d'absorption. Les valeurs de ces deux paramètres ne seront pas importantes dans la suite de ce travail, car la résolution de cette équation ne nécessite que de connaître la distance à laquelle le flux neutronique s'annule. Cette distance extrapolée se calcule avec la section efficace de transport, calculée ou en ajustant la forme spatiale du flux avec un calcul Monte-Carlo. La résolution de la partie spatiale de la population neutronique $\phi(\vec{r})$ est donc une valeur propre du Laplacien, forme qui dépend de la forme du réacteur. Dans les outils simplifiés, la zone critique est assimilée à un cylindre donc la valeur propre du Laplacien est un produit de fonction sinusoïdale axialement et de fonction de Bessel radialement.

La résolution de cette équation permettra de connaître le profil du dépôt de puissance dans le combustible. Pour connaître l'évolution temporelle du dépôt de puissance, il faut s'intéresser à l'évolution d'une population de neutrons N de la génération i à la génération $i + 1$. Le coefficient de multiplication de la génération i vers la génération $i + 1$ est noté k auquel il faut ajouter la décroissance des précurseurs de neutrons retardés (que l'on notera $(C_i)_{i \in \{1, \dots, N_f\}}$ avec N_f le nombre de familles de précurseurs) et la production de précurseurs de neutrons retardés. Chaque neutron produit en moyenne β_i précurseurs de neutrons retardés de la famille i qui décroissent en neutrons retardés avec la constante de décroissance λ_i [s⁻¹]. La fraction totale de précurseurs de neutrons retardés est notée $\beta = \sum_i \beta_i$. La durée de vie des neutrons est notée l [s]. Ce qui permet d'écrire :

$$N_{i+1} = k(1 - \beta)N_i + l \sum_{k=1}^{N_f} \lambda_k C_k \quad (2.2)$$

On peut estimer une dérivée temporelle de la population de neutrons totaux :

$$\frac{dN}{dt} = \frac{N_{i+1} - N_i}{l} \quad (2.3)$$

Cette dérivée s'écrit donc a partir de l'équation 2.2 :

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{(k - 1) - k\beta}{l} N(t) + \sum_{k=1}^{N_f} \lambda_k C_k \quad (2.4)$$

En notant la réactivité :

$$\rho_N = \frac{k - 1}{k} \quad (2.5)$$

Et la durée de génération :

$$\Lambda = l/k \quad (2.6)$$

On écrit :

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} N(t) + \sum_{k=1}^{N_f} \lambda_k C_k \quad (2.7)$$

Un raisonnement similaire peut être tenu pour les précurseurs de neutrons retardés dont le terme de production est lié à la population de neutrons N et la disparition est

due à la décroissance des précurseurs. Ce qui constitue les équations de la cinétique ponctuelle :

$$\frac{dC_k}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda}N(t) - \lambda_k C_k \quad (2.8)$$

2.2.2 Pour un combustible circulant

La particularité d'avoir un combustible circulant est que les précurseurs de neutrons retardés seront déplacés hors de la zone critique et pourront décroître hors flux. Les précurseurs qui décroissent hors flux n'ont plus aucun impact sur la réaction neutronique en chaîne. Deux grandes catégories de méthodes ont été imaginées pour prendre en compte ce transport et cette perte de neutrons retardés au cours du déplacement du sel combustible dans le circuit du point de vue de la réaction en chaîne :

- Modification de la fraction de précurseurs de neutrons retardés (β),
- Modification des équations

La première méthode a pour avantage de conserver des équations très simples à résoudre sans avoir à rajouter des termes de transport des précurseurs de neutrons retardés. Le désavantage de cette méthode est que, lorsque le débit de sel est modifié dans le circuit combustible ou que la vidange est enclenchée, la valeur de la fraction de précurseurs sera elle aussi modifiée. Ce qui est très difficile à faire avec cette méthode. La seconde méthode oblige à suivre les précurseurs de neutrons retardés dans le circuit combustible. Elle est beaucoup plus flexible quant aux transitoires potentiellement calculables. Pour cette raison c'est la méthode que nous avons choisie.

Pour commencer, les concentrations de neutrons et les concentrations de précurseurs sont étudiées. Ceci est beaucoup plus intuitif pour une discrétisation en volumes finis. La quantité totale de neutrons s'écrit donc $N = nV_c$ (V_c étant le volume critique et n la concentration moyenne de neutrons) et, dans chaque maille j du circuit combustible, la quantité de précurseurs de la famille k est notée $C_{k,j} = V_j c_{k,j}$ avec $c_{k,j}$, la concentration de précurseurs de la famille k dans la maille j . Commençons par la modification de l'équation des précurseurs.

Equation des précurseurs

Si on ne considère que la production de précurseurs, on va avoir :

$$\frac{dC_k}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda}N(t) \quad (2.9)$$

En l'exprimant avec les concentrations de précurseurs, on obtient :

$$V_c \frac{dc_k}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda}V_c n(t) \quad (2.10)$$

Or, nous allons chercher à connaître la production de neutrons retardés dans chacune des mailles j du circuit combustible. Nous chercherons donc des coefficients B_j tels que :

$$V_j \frac{dc_{k,j}}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda}V_c B_j n(t) \quad (2.11)$$

Pour le coefficient B_j , il est nécessaire que sa valeur soit proportionnelle à $\iiint_{V_j} \phi dV$ avec ϕ le flux neutronique. En effet, la production de précurseurs est engendrée par les fissions. Le flux neutronique correspondant à une carte de présence des fissions, il semble cohérent que la production de précurseurs soit fortement corrélée à cette grandeur. Mais il faut vérifier que la bonne fraction de précurseurs de neutrons retardés soit produite donc $\sum_j B_j = 1$. L'expression la plus simple pour ce coefficient est donc :

$$B_j = \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\iiint_{V_c} \phi dV} \quad (2.12)$$

Il reste à ajouter le terme de décroissance des précurseurs $-\lambda_k V_j c_{k,j}$ et le terme de transport des précurseurs $-\iiint_{S_j} c_{k,j} \vec{v} d\vec{S}$ (ou \vec{v} est la vitesse du fluide et $S_j [m^2]$ la surface entourant la maille j de volume V_j) pour obtenir l'équation finalement résolue :

$$V_j \frac{dc_{k,j}}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda} V_c B_j n(t) - \lambda_k V_j c_{k,j} - \iiint_{S_j} c_{k,j} \vec{v} d\vec{S} \quad (2.13)$$

Équation des neutrons

Un raisonnement assez similaire est fait pour l'équation d'évolution du nombre de neutrons. La quantité de neutrons a été séparée en une quantité temporelle et une quantité spatiale plus haut, nous ne nous intéressons qu'à la variation temporelle. Le terme de production de neutrons par décroissance des précurseurs dépend de la position des neutrons dans le cœur. On va donc chercher un ensemble de coefficients A_j tel que :

$$\frac{dn}{dt}(t) = \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} n(t) + \sum_k \sum_j \lambda_k A_j c_{k,j} \quad (2.14)$$

Pour trouver l'expression des coefficients A_j , commençons par nous intéresser à un cas où le sel est immobile, en régime permanent. Dans ce cas précis, la réactivité vaut $\rho_N = 0$, par définition de cette dernière. On peut donc écrire l'équation de bilan des précurseurs et celle des neutrons comme :

$$\begin{cases} \frac{\beta}{\Lambda} n = \sum_k \sum_j \lambda_k A_j c_{k,j} \\ \frac{\beta_k}{\Lambda} V_c B_j n = \lambda_k V_j c_{k,j} \implies c_{k,j} = \frac{\beta_k V_c B_j n}{\Lambda \lambda_k V_j} \end{cases} \quad (2.15)$$

En injectant la concentration de neutrons à l'équilibre dans l'équation des neutrons, on obtient l'équation suivante :

$$\frac{\beta}{\Lambda} = \sum_k \frac{\beta_k}{\Lambda} \sum_j A_j B_j \frac{V_c}{V_j} \quad (2.16)$$

$$\implies \frac{\beta}{\Lambda} = \sum_k \frac{\beta_k}{\Lambda} \sum_j \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\iiint_{V_c} \phi dV} \frac{V_c}{V_j} A_j \quad (2.17)$$

Avec cette équation, on peut établir un ensemble de critères pour la valeur des A_j :

- $\sum_j \frac{\iiint_{V_j} \phi dV V_c}{\iiint_{V_c} \phi dV V_j} A_j = 1$
- Il faut que les A_j soient proportionnels à $\iiint_{V_j} \phi^\dagger dV$, où ϕ^\dagger est le flux adjoint. Cette grandeur est une cartographie de l'origine des neutrons de fission. Or, on supposera que ϕ^\dagger a la même forme que ϕ . Cette hypothèse a été vérifiée numériquement par Axel Laureau [29]. Cette situation est typique d'un réacteur homogène à neutrons rapides comme le MSFR. La situation est très différente dans un réacteur à combustible inhomogène, car les neutrons voyagent beaucoup plus dans le cœur, donc le libre parcours moyen des neutrons devient non négligeable devant la taille du cœur. Les neutrons provenant d'un endroit peuvent donc faire des fissions beaucoup plus loin en ayant perdu de l'énergie ce qui les rend la carte d'importance très différente.

Pour remplir ces critères, l'expression la plus simple de A_j est :

$$A_j = \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\sum_i \frac{V_c}{V_i} \frac{(\iiint_{V_i} \phi dV)^2}{\iiint_{V_c} \phi dV}} \quad (2.18)$$

Résumé des équations

L'ensemble des équations de la neutronique utilisées et résolues dans MIRRACI est donc :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dn}{dt}(t) = \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} n(t) + \sum_k \sum_j \lambda_k A_j c_{k,j} \\ \text{Avec : } \forall j, A_j = \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\sum_i \frac{V_c}{V_i} \frac{(\iiint_{V_i} \phi dV)^2}{\iiint_{V_c} \phi dV}} \\ \forall j, k, V_j \frac{dc_{k,j}}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda} V_c B_j n(t) - \lambda_k V_j c_{k,j} - \iint_{S_j} c_{k,j} \vec{v} d\vec{S} \\ \text{Avec : } \forall j, B_j = \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\iiint_{V_c} \phi dV} \end{array} \right. \quad (2.19)$$

2.3. Thermohydraulique système

Pour calculer l'écoulement du sel dans le circuit combustible, plusieurs phénomènes sont à modéliser :

- L'évolution du profil de température et de vitesse prenant en compte la dilatation du sel
- Les transferts thermiques avec le circuit intermédiaire
- La vidange du sel vers le réservoir de vidange si cette procédure est enclenchée
- De plus, les calculs doivent consommer peu de ressources numériques

L'écoulement d'un fluide, quel qu'il soit, est mathématiquement représenté par les équations de Navier-Stokes. Ces équations, non linéaires et très difficiles à résoudre, sont au nombre de trois. Une équation, dite de continuité, représente la conservation

de la masse. Une équation représente la conservation de la quantité de mouvement et la dernière représente la conservation d'énergie :

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \text{div}(\rho\vec{v}) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho\vec{v}) + \text{div}(\rho\vec{v}\vec{v}) = -\vec{\nabla}(p) + \vec{\nabla}(\Sigma) + \rho\vec{g} \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \text{div}(\rho E\vec{v}) = -\text{div}(p\vec{v}) + \text{div}(\Sigma\vec{v}) + \rho\vec{g}\vec{v} + \text{div}(\vec{q}_{th}) + q \end{cases} \quad (2.20)$$

Dans ces équations, ρ correspond à la masse volumique du fluide considéré, \vec{v} la vitesse, p la pression, Σ le tenseur des contraintes visqueuses, E l'énergie totale massique, \vec{g} l'accélération de la pesanteur, q la puissance volumique déposée dans le fluide et \vec{q}_{th} l'ensemble des flux de chaleur ($q_{th,rad}$ les transferts de chaleurs radiatifs et $q_{th,dif}$ les transferts de chaleur diffusifs). Toutes ces grandeurs sont locales.

Résoudre localement et précisément l'ensemble de ces équations est difficile et demande des ressources numériques très élevées. L'objectif de ce travail est de réaliser des outils de calculs peu "gourmands" en ressources pour réaliser beaucoup de calculs. Des hypothèses sont donc retenues pour simplifier les équations présentées ci-dessus et d'autres pour simplifier la géométrie de l'écoulement.

2.3.1 Hypothèses simplificatrices

Simplifications des équations

L'hypothèse pour simplifier les équations est que le fluide est dilatable, mais incompressible. Cette hypothèse est utile pour simplifier l'équation de conservation de l'énergie.

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \text{div}(\rho\vec{v}) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho\vec{v}) + \text{div}(\rho\vec{v}\vec{v}) = -\vec{\nabla}(p) + \vec{\nabla}(\Sigma) + \rho\vec{g} \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \text{div}(\rho h\vec{v}) = \text{div}(\vec{q}_{th}) + q \end{cases} \quad (2.21)$$

En introduisant l'enthalpie h telle que $E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{1}{2}v^2$ et en utilisant l'équation de conservation de la quantité de mouvement dans l'équation de l'énergie, on obtient l'équation de conservation de l'enthalpie écrite ci-dessus.

L'enthalpie volumique $H = \rho h$ étant aussi une grandeur intensive, il est possible d'arriver à cette équation plus simplement en partant de l'équation de conservation de l'énergie totale. En effet, les termes sources de production ou de puits d'enthalpie sont :

- Puissance neutronique, le terme q
- Transferts de chaleur diffusifs (des échangeurs de chaleurs vers le sel,...), le terme q_{th}
- Compression du sel (non prise en compte dans un outil incompressible), terme qui a disparu par l'hypothèse d'incompressibilité
- Transferts radiatifs, le terme q_{th}

Les transferts radiatifs n'ayant pas été étudiés dans ce travail, nous ne les prenons pas en compte. Lorsque la température atteint des valeurs très élevées au centre de la zone critique, en fonction de la transparence du sel, cette énergie pourra être transférée, par transfert radiatif, dans le sel plus froid et vers les parois de la cuve. Notre non-connaissance de la transparence du sel et la difficulté de modéliser ce genre de physique ont été rédhibitoires pour le développement des outils. Mais quantifier l'impact des transferts radiatifs lors des transitoires rapides est important pour affiner notre compréhension des phénomènes et leur importance. Comme on considère que l'écoulement est incompressible, la production ou dissipation d'enthalpie due à la compression/décompression du sel n'apparaît pas et, enfin, la dissipation visqueuse est négligeable devant la puissance neutronique.

Simplifications de la géométrie

Pour réaliser l'objectif de calcul à court temps d'exécution, il semble important de simplifier la géométrie et de découper les circuits combustible et intermédiaires en éléments simples dans lesquels résoudre les différentes équations. Chacun de ces éléments échange de la masse, de l'enthalpie et de la quantité de mouvement avec les autres. Les équations de la neutronique ont été présentées plus haut dans ce document, leur discrétisation spatiale et temporelle est la même que ce qui est présenté ici pour les équations de la thermohydraulique.

Les différentes parties fluides sont maillées, soit 2D axialement et radialement (la zone cœur), soit 1D uniquement axialement (les circuits). Dans les calculs CFD qui ont été réalisés, par Axel Laureau avec TFM-OpenFOAM, il a été observé que le sel sur les parois de la zone cœur était plus lent que le sel au centre du cœur. Cette différence de vitesse a un impact sur l'évolution neutronique, car elles engendrent des différences de températures radiales, le sel proche des parois met plus de temps à être remplacé que le sel au centre du cœur en plus de la forme du flux qui est plus importante au centre. Ce sel met donc plus de temps à sortir du flux neutronique et donc la contre-réaction neutronique, bien que faible, car loin du centre de la zone critique, reste active plus longtemps. Cette différence de vitesses entre le centre et la paroi produit aussi un mélange du sel, la non-prise en compte de ce phénomène engendre des oscillations neutroniques qui sont purement numériques. Si le sel n'est pas mélangé dans la zone critique par cette différence de vitesse, le sel chauffé fait des tours du circuit combustible et atteint l'équilibre uniquement par le changement de puissance neutronique à chaque passage. Dans les calculs CFD, on observe que ce phénomène n'est pas le seul à participer à la stabilisation du réacteur, le mélange intervient et il faut donc le modéliser. L'objectif du maillage radial de la zone critique est de représenter, pour la neutronique, l'évolution radiale de la température et ce mélange du sel dans le circuit combustible en prenant en compte différentes vitesses radiales avec une modélisation multi-1D.

2.3.2 Résolution d'un élément simple

Considérons les équations locales de conservation de la masse (en notant ρ [$kg.m^{-3}$] la masse volumique) et de l'enthalpie (en notant H [$J.m^{-3}$] l'enthalpie volumique,

h [$J.kg^{-1}$] l'enthalpie massique et q [$W.m^{-3}$] la puissance volumique) :

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho}{\partial t} + div(\rho \vec{v}) = 0 \\ \frac{\partial H}{\partial t} + div(H \vec{v}) = q \end{cases} \quad (2.22)$$

Dans cet outil de calcul, la discrétisation des équations est faite selon la méthode des volumes finis, les équations précédentes sont donc intégrées sur une maille i de volume V_i , cette maille est connectée à deux mailles $i - 1$ et $i + 1$, nous notons $F_{i-1/2}^M$ [$kg.s^{-1}$] le flux de masse entre les mailles $i - 1$ et i . L'évolution de la température est réalisée dans la maille alors que la vitesse entre les deux mailles est calculée à l'intersection entre les deux mailles. C'est un maillage délocalisé. Un élément du circuit combustible est représenté sur la figure 2.1.

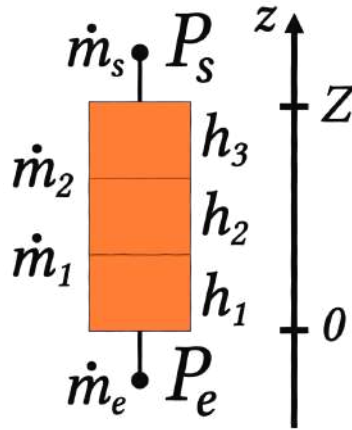


FIGURE 2.1 – Schéma d'un élément du circuit combustible (sel en orange)

De même, $F_{i-1/2}^H$ [$J.s^{-1}$] le flux d'enthalpie et Q_i la puissance libérée dans la maille i . Les mailles sont numérotées dans le sens de l'écoulement normal.

$$\begin{cases} V_i \frac{d\rho_i}{dt} = F_{i-1/2}^M - F_{i+1/2}^M \\ V_i \frac{dH_i}{dt} = F_{i-1/2}^H - F_{i+1/2}^H + Q_i \end{cases} \quad (2.23)$$

Dans le cas où l'écoulement s'inverse, les flux numériques sont modifiés en conséquences. Les flux numériques ont pour expression :

$$\begin{cases} F_{i-1/2}^M = - \iint_{S_{i-1/2}} \rho \vec{v} \cdot d\vec{S} \\ F_{i-1/2}^H = - \iint_{S_{i-1/2}} H \vec{v} \cdot d\vec{S} \end{cases} \quad (2.24)$$

La transposition à $i + 1/2$ est directe. Pour la méthode des volumes finis, une grande quantité de méthodes pour le calcul du flux existent. Plusieurs méthodes ont été testées dans ce travail, telle que le flux upwind qui s'écrit :

$$\begin{cases} F_{i-1/2}^M = \rho_{i-1} v_{i-1} S_{i-1} \\ F_{i-1/2}^H = H_{i-1} v_{i-1} S_{i-1} \end{cases} \quad (2.25)$$

Initialement, une méthode upwind a été utilisée, car elle présente plusieurs avantages tels qu'une grande simplicité d'implémentation et de faibles oscillations. Mais elle engendre une diffusion numérique forte. Cette diffusion numérique pose, en cas d'insertion de réactivité avec des rampes raides, des problèmes, car la diffusion numérique devient prédominante devant le transport du sel. De plus, un travail de comparaison entre MOSAICS et LiCore a montré qu'une méthode linéaire permettait de mieux représenter les évolutions de la puissance, de la réactivité et de converger plus rapidement. La méthode upwind est utilisée en sortie de chaque élément du circuit pour éviter certaines oscillations numériques. Mais pour les raisons évoquées plus tôt, une méthode linéaire a été implémentée pour les mailles à l'intérieur de chaque élément. La méthode linéaire s'écrit :

$$\begin{cases} F_{i-1/2}^M = \frac{\rho_{i-1} + \rho_i}{2} v_{i-1/2} S_{i-1/2} \\ F_{i-1/2}^H = \frac{H_{i-1} + H_i}{2} v_{i-1/2} S_{i-1/2} \end{cases} \quad (2.26)$$

Il reste maintenant à déterminer le débit de masse \dot{m}_i et d'enthalpie $h_i \dot{m}_i$ entrant dans chacun des éléments pour réaliser le calcul complet du cœur.

2.3.3 Calcul des débits de masse

Pour réaliser le calcul des débits de masse aux bornes de chacun des éléments, l'équation de conservation de la quantité de mouvement est intégrée sur chacun des éléments du circuit combustible. Commençons par écrire cette équation intégrée sur un élément :

$$\int_1^2 \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\dot{m}}{S} \right) dz + \int_1^2 \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\dot{m}^2}{\rho S^2} \right) dz = - (P_2 - P_1) - \int_1^2 F(z) dz \quad (2.27)$$

Où F est une fonction regroupant les forces de gravité et de frottement. Pour pouvoir résoudre cette équation, il est nécessaire de connaître l'évolution de la dérivée par rapport au temps du débit de masse dans l'élément. Pour ce faire, nous avons dérivé par rapport au temps le système d'équations (2.23). Une fois ce système inversé, pour toutes les mailles, on peut introduire deux grandeurs C et D telles que :

$$\frac{d\dot{m}_s}{dt} = C \frac{d\dot{m}_e}{dt} + D \quad (2.28)$$

Entre l'entrée et la sortie de chacune des mailles, l'évolution de $\frac{d\dot{m}}{dt}$ est supposée linéaire pour des raisons de simplicité calculatoires. On note deux nouvelles grandeurs G et H telles que :

$$\frac{d\dot{m}_e}{dt} = \frac{G + (P_e - P_s)}{H} \quad (2.29)$$

Ces deux équations sont similaires aux lois de Kirchhoff des circuits électriques. En faisant une première analogie entre la tension et la pression puis une seconde entre l'intensité et le débit de masse, il est possible d'écrire ces équations dans tous les éléments. En utilisant ces équations de la même manière, il est possible d'obtenir des équations pour calculer l'évolution des différents débits de masse dans le circuit combustible du MSFR, représentés sur la figure 2.2.

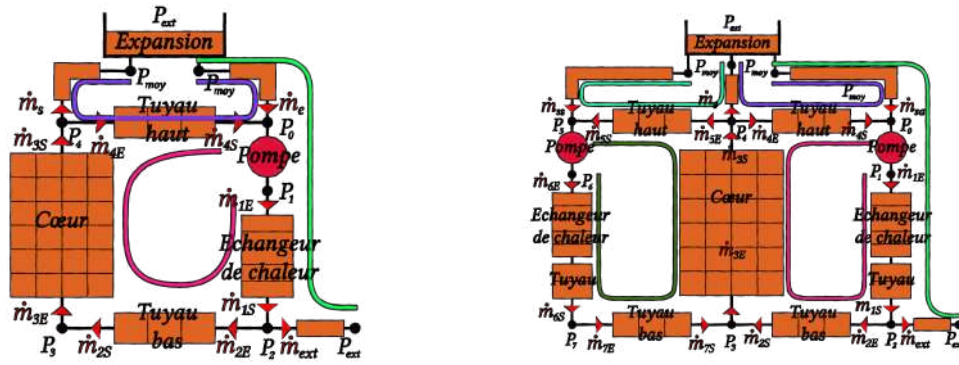


FIGURE 2.2 – Schéma des écoulements de sel sans vidange (gauche), avec vidange (droite). Les lignes de couleurs correspondent aux chemins pour l'obtention des équations d'évolution des débits.

Il est à noter dans la suite que cette méthode n'est utilisée que pour le circuit intermédiaire où le débit de sel au niveau de la pompe est considéré constant. De plus, dans le circuit combustible, pour les calculs qui seront présentés, les pompes délivrent la même pression motrice, quel que soit le débit de sel. Cette hypothèse est très forte, mais peut-être facilement changée dans le code pour mettre en place une caractéristique.

2.3.4 Modélisation de la vaporisation

Lors de la hausse de température dans le circuit combustible, le sel peut dépasser sa température de vaporisation. La vaporisation d'un sel ternaire peut s'avérer difficile à appréhender. En effet, il est envisageable que certaines espèces passent en phase vapeur avant d'autres, ce qui engendre une modification du sel et de ses propriétés physico-chimiques. Lors du fonctionnement du réacteur, le sel n'est plus ternaire, car les produits de fissions s'accumulent dans le sel. Ceci est encore plus difficile à appréhender. De nombreuses méthodes existent pour la modélisation de la vaporisation, le temps nous a contraints à choisir une méthode simple dont les limites seront discutées.

Hypothèses et limites

Dans ce travail, le mélange diphasique vapeur/liquide est considéré comme un liquide homogène à l'équilibre thermodynamique. En effet, l'objectif de MOSAICS est de calculer des situations lentes et donc, des phases dans lesquelles la vapeur et le liquide ont le temps de se mettre à l'équilibre. Dans la zone critique, où l'écoulement est vertical, la vapeur se déplace plus rapidement que le liquide à cause de la poussée d'Archimède. Pour modéliser ce phénomène, une méthode simple est de modifier l'enthalpie qui s'échange d'une maille vers l'autre grâce à une vitesse de dérive. La vitesse de dérive correspond à la différence de vitesse entre la vapeur et le liquide $u_v - u_l$. La corrélation utilisée permet de calculer le rapport entre les vitesses de la vapeur et du liquide défini dans [52] :

$$\chi = \frac{u_v}{u_l} = 0.93 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.11} + 0.07 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.561} \quad (2.30)$$

Ici, u_v [$m.s^{-1}$] correspond à la vitesse de la vapeur, u_l [$m.s^{-1}$] correspond à la vitesse du liquide, ρ_l [$kg.m^{-3}$] la masse volumique de liquide et ρ_v [$kg.m^{-3}$] la masse volumique de la vapeur. On remarque que cette expression ne dépend pas de la fraction volumique de vapeur ni du titre. Ceci est une caractéristique surprenante de cette expression et peu physique. En effet, lorsque les bulles sont de toute petite taille, elles sont transportées par le liquide et modifient très peu l'écoulement du liquide. La différence de vitesse vient donc de la poussée d'Archimède. Mais lorsque les bulles sont de grande taille, elles emportent une partie du liquide et donc la différence de vitesse sera bien différente. Cette expression n'est donc pas valable pour tous les écoulements et devra être consolidée dans les travaux futurs. À partir de cette expression, il est possible de calculer les débits de masse et d'enthalpie de sortie de la maille i de surface de sortie S_i :

$$\begin{cases} DM_s = (\alpha\rho_v u_v + (1 - \alpha)\rho_l u_l)S_i \\ DH_s = (\alpha\rho_v h_v u_v + (1 - \alpha)\rho_l h_l u_l)S_i \end{cases} \quad (2.31)$$

Dans chacune des mailles, lorsque la vaporisation est en cours, MOSAICS calcule l'évolution de la fraction volumique de vapeur α (voir partie suivante) et le débit de sel sortant de la maille. Pour calculer ce débit de sel, il est nécessaire de transformer les équations précédentes :

$$\Rightarrow \begin{cases} DM_s = \frac{\alpha\rho_v u_v + (1 - \alpha)\rho_l u_l}{\alpha u_v + (1 - \alpha)u_l} Q \\ DH_s = \frac{\alpha\rho_v h_v u_v + (1 - \alpha)\rho_l h_l u_l}{\alpha u_v + (1 - \alpha)u_l} Q \end{cases} \quad (2.32)$$

$$\Rightarrow \begin{cases} DM_s = \frac{\alpha\rho_v \chi + (1 - \alpha)\rho_l}{\alpha \chi + (1 - \alpha)} Q \\ DH_s = \frac{\alpha\rho_v h_v \chi + (1 - \alpha)\rho_l h_l}{\alpha \chi + (1 - \alpha)} Q \end{cases} \quad (2.33)$$

Modèle et équations

Dans les équations du système 2.23, il est nécessaire de modifier les grandeurs thermodynamiques calculées. En effet, la masse volumique et l'enthalpie vont dépendre de la fraction de vapeur formée. Lors de la vaporisation, on considère que la température est égale à la température de vaporisation. L'évolution de l'enthalpie devient donc corrélée à l'évolution de la fraction de sel vapeur dans la maille. Ces équations sont détaillées dans la suite :

$$\begin{cases} V_i \frac{d\rho_i}{dt} = F_{i-1/2}^M - F_{i+1/2}^M \\ V_i \frac{dH_i}{dt} = F_{i-1/2}^H - F_{i+1/2}^H + Q_i \end{cases} \quad (2.34)$$

$$\Rightarrow \begin{cases} V_i \frac{\partial \rho_i}{\partial x} \frac{d\alpha_i}{dt} = F_{i-1/2}^M - F_{i+1/2}^M \\ V_i \frac{\partial H_i}{\partial x} \frac{d\alpha_i}{dt} = F_{i-1/2}^H - F_{i+1/2}^H + Q_i \end{cases} \quad (2.35)$$

Ici, $\alpha_i [SD]$ correspond à la fraction volumique de vapeur dans la maille i . Notons aussi pour la suite X_i la fraction massique de vapeur. Il est nécessaire d'exprimer l'enthalpie et la masse volumique en fonction de la fraction volumique de vapeur :

$$\implies \begin{cases} \rho_i = \alpha_i \rho_{vi} + (1 - \alpha_i) \rho_{li} \\ h_i = h_{li} + X_i L \end{cases} \quad (2.36)$$

Avec $L [J.kg^{-1}]$ l'enthalpie massique de vaporisation. L'expression de X_i en fonction de α_i s'écrit :

$$X_i = \frac{\rho_{vi}}{\alpha_i \rho_{vi} + (1 - \alpha_i) \rho_{li}} \alpha_i \quad (2.37)$$

Ces considérations permettent de calculer la variation de fraction massique de vapeur en fonction de la fraction volumique de vapeur :

$$\frac{\partial X_i}{\partial \alpha} = \frac{\rho_{vi}}{\alpha_i \rho_{vi} + (1 - \alpha_i) \rho_{li}} - \frac{\rho_{vi}(\rho_{vi} - \rho_{li})}{(\alpha_i \rho_{vi} + (1 - \alpha_i) \rho_{li})^2} \alpha_i \quad (2.38)$$

Pour étudier la stabilité du modèle numérique, il est nécessaire de s'intéresser à l'évolution de cette grandeur proche de ses bornes, en particulier proche de 1, car c'est à cette valeur que la dérivée est la plus élevée. Avec cette expression, on peut faire le développement limité de cette grandeur proche de $1 - \alpha_i$:

$$\frac{\partial X_i}{\partial \alpha} = \frac{\rho_{li}}{\rho_{vi}} \left(1 + 2(\alpha_i - 1) \frac{\rho_{li} - \rho_{vi}}{\rho_{vi}} \right) + o((1 - \alpha_i)^2) \quad (2.39)$$

2.4. Interactions neutroniques/thermohydrauliques

Les parties précédentes ont permis d'appréhender les modélisations de la neutronique et de la thermohydraulique dans MOSAICS. Ces deux physiques interagissent et l'objectif ici est de présenter comment les interactions sont modélisées dans MOSAICS. Comme cela a été discuté dans le chapitre 1, la principale grandeur qui permet de lier la thermohydraulique et la neutronique est la réactivité ρ_N . L'objectif de cette partie est donc de présenter comment cette valeur est calculée dans MOSAICS.

La réactivité est calculée de manière intégrale, c'est à dire qu'à chaque pas de temps, les différents apports de la réactivité sont calculés. D'autres approches dérivées existent, en considérant à chaque pas de temps que l'évolution des paramètres du réacteur (grandeurs thermohydrauliques, paramètres physico-chimiques...) engendre une variation de réactivité qui est calculée dans l'algorithme d'intégration temporel. La méthode utilisée ici sépare la réactivité totale en trois valeurs :

$$\rho_N = \rho_I + \rho_{Dop} + \rho_{Den} \quad (2.40)$$

ρ_I est la réactivité extérieure insérée (par exemple, pour une rampe, $\rho_I(t) = I \times t$ avec $I [s^{-1}]$ la rampe de réactivité), ρ_{Dop} correspond à la contre-réaction Doppler

et ρ_{Den} à la contre-réaction en densité. Ces deux contre-réactions sont calculées de manière linéaire dans MOSAICS ($\rho_{Dop} = a_{dop}(T_f - T_{ref})$ pour la contre-réaction Doppler et $\rho_{den} = a_{den}(T_f - T_{ref})$), des développements seront nécessaires pour prendre en compte l'évolution logarithmique de la contre-réaction Doppler plutôt que linéaire. Les grandeurs T_f et ρ_f correspondent à la température du sel et la masse volumique "vue" par les neutrons. Les contre-réactions Doppler et en densité sont souvent rassemblées en une contre-réaction totale, car lors d'une modélisation classique, la masse volumique ne dépend que de la température, il est donc plus simple d'avoir une grandeur globale pour modéliser les contre-réactions. Une partie de ce travail de thèse se focalise sur la modélisation de phases compressibles lors de transitoires d'insertions de réactivité, lors de ce genre de transitoires, la masse volumique peut-être modifiée par le transport d'ondes de pressions il est donc très important de séparer ces deux phénomènes.

2.4.1 Contre-réaction Doppler

La contre-réaction Doppler a été définie dans le chapitre 1, intéressons-nous ici à la manière de la modéliser. La contre-réaction Doppler étant due à la variation de température, l'intuition neutronique indique qu'une variation de température localement aura pour effet de modifier les sections efficaces de fissions et donc modifiera aussi les émissions de neutrons localement. Ce raisonnement semble indiquer que la contre-réaction Doppler est proportionnelle au produit de la température par le flux neutronique et le flux adjoint, ce qui s'écrit pour l'ensemble des mailles i :

$$\rho_{Dop} = a_{dop} \left(\sum_i \frac{\iiint_{V_i} \phi^2 dV}{\iiint_V \phi^2 dV} T_i - T_{ref} \right) \quad (2.41)$$

Il est nécessaire de réaliser des études plus détaillées pour vérifier cette expression et c'est ce que nous avons voulu commencer avec les calculs réalisés dans la suite. Pour ce travail de vérification, nous nous sommes focalisés sur une géométrie simplifiée du MSFR et sur la variation axialement uniquement de la contre-réaction. La géométrie cylindrique du MSFR fournie par Hugo Pitois (voir figure 2.3) pour un calcul Serpent2 a été légèrement modifiée pour créer plusieurs mailles de sel axiales. À partir d'une température constante dans ce cylindre, nous avons cherché à calculer la contre-réaction Doppler de chacune des mailles indépendamment des autres, c'est-à-dire en conservant la température de chacune des autres mailles constantes. La forme de la contre-réaction Doppler obtenue avec le code Serpent2 est comparée avec l'expression analytique ci-dessus est affichée sur la figure 2.4. On observe que la forme est assez bien représentée par l'expression analytique, malgré que le haut et le bas du cylindre semblent avoir des contre-réactions Doppler sous-estimées dans l'expression analytique.

2.4.2 Contre-réaction densité

La contre-réaction en densité est due à la modification de la quantité de fuites des neutrons, une diminution des fuites lorsque la densité augmente et une augmentation lorsque celle-ci diminue. Le raisonnement neutronique pousse donc à voir la contre-réaction en densité comme une pondération de la masse volumique avec le flux adjoint qui est assimilé au flux ici et donc à calculer la contre-réaction en densité

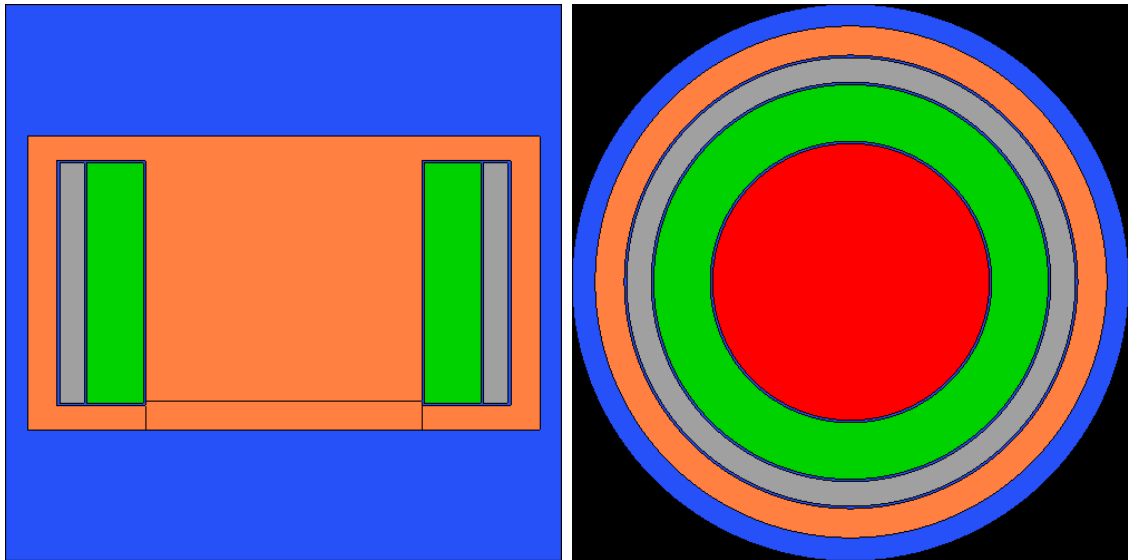


FIGURE 2.3 – Schéma de la géométrie Serpent utilisée, vue en coupe radiale et axiale. L'orange et le rouge correspondent au sel combustible, le vert à la couverture fertile et le gris à la protection neutronique

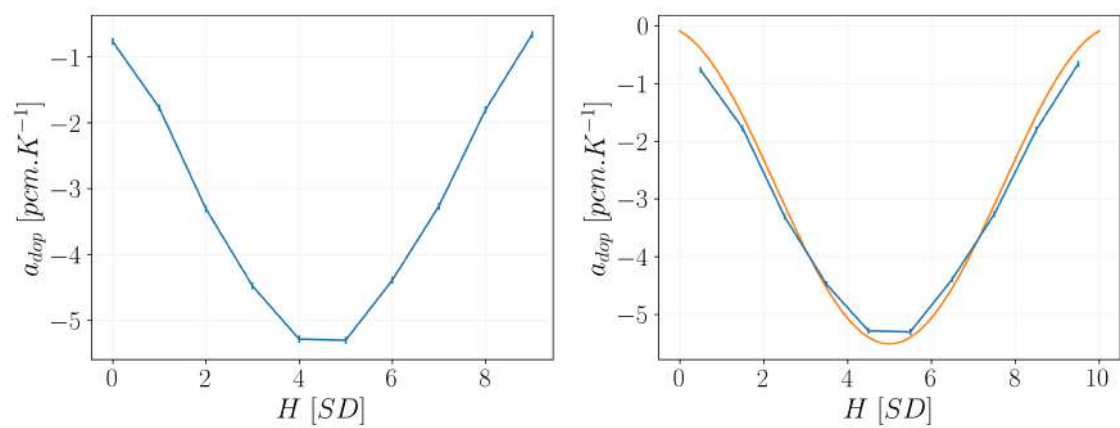


FIGURE 2.4 – Evolution axiale de la contre-réaction Doppler et l'ajustement de la forme analytique

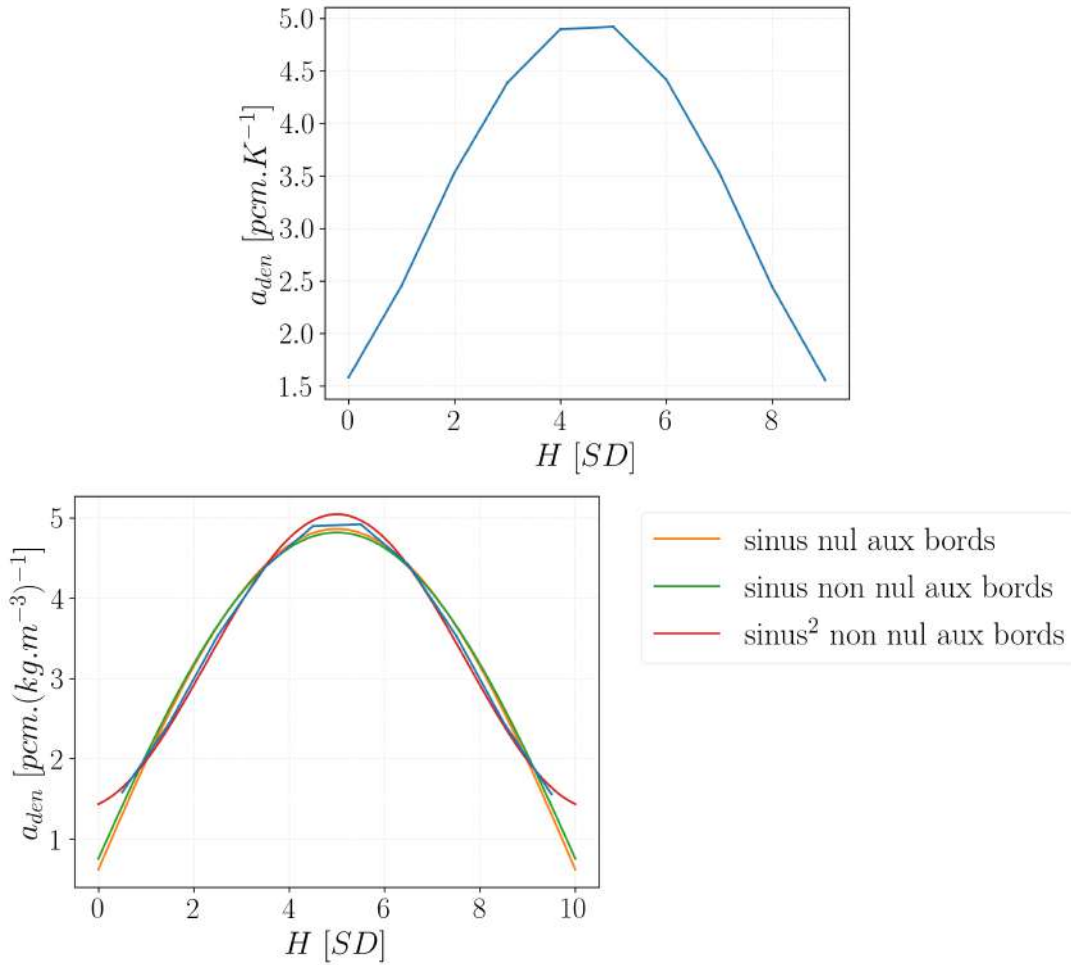


FIGURE 2.5 – Evolution axiale de la contre-réaction en densité et l'ajustement de la forme analytique

comme :

$$\rho_{Den} = a_{den} \left(\sum_i \frac{\iiint_{V_i} \phi dV}{\iiint_V \phi dV} \rho_i - \rho_{ref} \right) \quad (2.42)$$

De la même manière que pour la contre-réaction Doppler, nous avons voulu vérifier que ces considérations physiques se vérifiaient avec un outil de calcul stochastique. La même méthodologie a été suivie, mais avec une modification de la masse volumique au lieu de la modification de la température. Les résultats sont affichés sur la figure 2.5. L'expression analytique étant proportionnelle au flux, la forme devrait être une forme sinusoïdale avec annulation aux bords du cylindre (à la distance extrapolée). On observe que l'ajustement fonctionne beaucoup moins bien dans ce cas-là que pour la contre-réaction Doppler. L'expression analytique ne semble pas capable de traduire cet aplatissement de la contre-réaction proche des bords du cylindre, mais ne semble pas non plus capable de traduire la forme centrale de la contre-réaction.

2.4.3 Conclusions

Les méthodes pour prendre en compte les contre-réactions développées dans MOSAICS et COCCINELLE ont été exposées ici, le début du travail de vérification de ces formes de contre-réaction a aussi été évoqué. Ce travail doit être poursuivi, en

effet, le faible nombre de mailles utilisées est un problème, mais l'augmentation du nombre de mailles induit aussi une augmentation rapide du nombre de neutrons nécessaire à simuler pour obtenir une statistique correcte. L'analyse statistique de ce travail n'a pas été poussée très loin, car l'erreur sur les coefficients a_{den} et a_{dop} n'a pas été correctement estimée. De nombreuses perspectives apparaissent sur ce travail telle que la modélisation d'un maillage radial, la prise en compte de la modification des températures et masses volumiques dans plusieurs mailles... Ce travail de thèse n'étant pas focalisé sur ces questions, il n'a pas eu pour objectif de les creuser en détail.

2.5. Vérification

Ce paragraphe synthétise la validation du couplage neutronique/thermohydraulique liquide de MOSAICS, outil développé au cours de cette thèse, faite en comparaison avec LiCore (lui même validé par comparaison à TFM-OpenFoam dont les résultats ont été comparés à d'autres outils de calculs et expériences) et des cas dont la solution analytique est connue pour vérifier que l'algorithme de modélisation et les calculs sont corrects. La validation sur les cas analytiques est évoquée en premier lieu.

2.5.1 Cas analytiques

Les deux cas analytiques ont pour objectif de vérifier, en partie, que les algorithmes fonctionnent correctement en faisant le calcul de situations qu'il est possible de résoudre simplement à la main. Les résolutions analytiques seront réalisées dans la partie suivante. L'idée est de vérifier que le code fonctionne correctement lorsque les précurseurs sont immobiles ou lorsque le débit de sel est très grand dans le circuit combustible. Pour vérifier le bon fonctionnement du code, nous cherchons à comparer la réactivité à l'équilibre des situations analytiques et calculées par le code.

Débit infini

L'objectif est de vérifier que les coefficients (A_j et B_j des équations 2.19) ajoutés à partir de considérations physiques donnent les résultats désirés dans les cas de débits de sel extrêmes. En effet, lorsque les précurseurs de neutrons retardés sont complètement immobiles, les équations de la dynamique neutronique classique doivent être retrouvées. En sachant ceci, on en déduit que, si les précurseurs sont immobiles, la réactivité en fonctionnement nominale doit être nulle par définition. De plus, il est possible de calculer la réactivité à l'équilibre lorsque le débit de sel tend vers l'infini. Pour ce calcul, prenons les équations de la neutronique obtenues

plus haut :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dn}{dt}(t) = \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} n(t) + \sum_k \sum_j \lambda_k A_j c_{k,j} \\ \text{Avec : } A_j = \frac{V_j}{V_c} \frac{\iiint_{V_c} \phi dV}{\left(\iiint_{V_i} \phi dV \right)^2} \iiint_{V_j} \phi dV \\ \forall j, k, V_j \frac{dc_{k,j}}{dt}(t) = \frac{\beta_k}{\Lambda} V_c B_j n(t) - \lambda_k V_j c_{k,j} - \iint_{S_j} c_{k,j} \vec{v} d\vec{S} \\ \text{Avec : } B_j = \frac{\iiint_{V_j} \phi dV}{\iiint_{V_c} \phi dV} \end{array} \right. \quad (2.43)$$

Considérons ces équations sur une seule maille de la zone critique en régime permanent :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} n + A_0 \sum_k \lambda_k c_k = 0 \\ \forall j, k, \frac{\beta_k}{\Lambda} V_c B_0 n - \lambda_k V_c c_k - \iint_{S_c} c_k \vec{v} d\vec{S} = 0 \end{array} \right. \quad (2.44)$$

Le terme de transport convectif, que l'on notera α_k , des précurseurs de neutrons retardés peut s'écrire :

$$- \iint_{S_c} c_k \vec{v} d\vec{S} = Q c_k (e^{-\tau \lambda_k} - 1) = c_k \alpha_k \quad (2.45)$$

Ici $Q [m^3.s^{-1}]$ correspond au débit volumique de sel qui sera constant durant le calcul et τ au temps que le sel met à circuler dans les secteurs hors de la zone critique. Ce terme correspond au bilan de précurseurs qui sort de la maille ($c_k Q$) et les termes entrant dans la maille ($Q c_k e^{-\tau \lambda_k}$). Ce dernier terme correspond au précurseurs entrant dans le volume et qui ont décréu en dans le circuit combustible. Nous pouvons donc noter τ le temps de décroissance hors de la zone critique :

$$\tau = \frac{V_{HC}}{Q} \quad (2.46)$$

En annulant le déterminant de la matrice correspondant au système d'équations 2.44, on obtient l'expression de la réactivité suivante :

$$\rho_N - \beta = A_0 B_0 \sum_k \frac{\beta_k \lambda_k}{\alpha_k - \lambda_k} \xrightarrow{Q \rightarrow +\infty} -A_0 B_0 \sum_k \frac{\beta_k V_C}{V_C + V_{HC}} \quad (2.47)$$

On déduit des équations 2.19 que $A_0 = 1$ et $B_0 = 1$, donc :

$$\rho_N - \beta \xrightarrow{Q \rightarrow +\infty} -\frac{V_C}{V_C + V_{HC}} \beta \quad (2.48)$$

Dans le cas des réacteurs MSR étudiés dans cette thèse, la moitié du sel est dans la zone critique et l'autre hors du cœur, on a donc :

$$\rho_N - \beta \xrightarrow{Q \rightarrow +\infty} -\frac{1}{2} \beta \quad (2.49)$$

Dans ce calcul analytique, l'importance des précurseurs dans la zone critique n'a pas été prise en compte. Avec le résultat obtenu précédemment, on peut estimer qu'en

prenant en compte l'importance des précurseurs et N_m mailles pour la zone critique, la marge à la criticité prompt s'écrit :

$$\rho_N - \beta \xrightarrow{Q \rightarrow +\infty} -\frac{1}{2}\beta \sum_{i=1}^{N_m} A_i \quad (2.50)$$

Avec les A_i définis dans l'équation 2.19. Ce terme sera utilisé plus loin. Cette équation se déduit en considérant que la concentration de précurseurs est la même dans toutes les mailles, l'équation des précurseurs à une maille dans la zone critique reste bonne, mais dans l'équation d'évolution de la population neutronique, on a : $\sum_k \sum_j \lambda_k A_j c_{k,j} = \sum_k \lambda_k c_k \sum_j A_j$ et donc A_0 devient $\sum_j A_j$ dans l'équation 2.47.

Précurseurs immobiles

La seconde valeur de réactivité que nous cherchons à reproduire avec l'outil de calcul est le cas de précurseurs immobiles. Dans ce cas, le terme de transport est nul et on retrouve les équations originales. On a donc à l'équilibre :

$$\rho_N = 0 \quad (2.51)$$

Résultats

Dans les deux cas analytiques, les résultats sont présentés sur le tableau 2.2. Pour réaliser le calcul de débit infini numériquement, le débit de sel a été fixé à $450 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ (valeur choisie pour que le temps de circulation soit court devant la demi-vie du précurseur décroissant le plus vite). On observe que les différences entre les valeurs numériques et les valeurs analytiques sont très faibles lorsque la zone critique est maillée. Quel que soit le nombre de mailles, la situation de précurseurs immobiles est bien représentée. Dans la situation du débit infini, il est nécessaire d'avoir un minimum de mailles pour avoir une bonne représentation du flux neutronique. Avec le maillage utilisé (16×8), l'erreur sur la réactivité est très faible. De plus, on observe que lorsque le nombre de mailles augmente, la réactivité à l'équilibre est modifiée. Car la concentration de précurseur est homogène lorsque le débit est infini. L'augmentation du nombre de mailles engendre une augmentation de la précision sur l'apport des précurseurs sur la réaction en chaîne. La concentration des précurseurs reste approximativement la même dans toute la zone critique, mais leur importance dans la réaction en chaîne varie. Les précurseurs sur les bords du cœur n'ont que peu d'impact sur la réaction en chaîne. La réactivité doit être plus élevée pour compenser et c'est ce qu'on observe. Avec 16×8 mailles, on calcule $\sum_{i=1}^{N_m} A_i = 0.776$, ce qui permet de calculer la marge à la criticité corrigée par l'importance des neutrons comme calculée plus haut. On obtient : $\rho_N - \beta = -\frac{1}{2}\beta \sum_{i=1}^{N_m} A_i = -116.4$ ce qui correspond à la valeur obtenue avec MOSAICS.

Calcul	Valeur analytiques ($\rho_N - \beta$)	Valeur numérique (1 maille en cœur)	Erreur	Valeur numérique (16×8 mailles en cœur)	Erreur
Débit infini	-116.4 pcm	-150.0 pcm	25 %	-117.0 pcm	< 0.1 %
Précurseurs immobiles	-300.0 pcm	-300.0 pcm	< 0.1 %	-300.0 pcm	< 0.1 %

TABLE 2.2 – Résultats des comparaisons de $\rho_N - \beta$ entre les valeurs analytiques et le calcul MOSAICS

2.5.2 Comparaisons avec le code LiCore

La seconde étape de validation de MOSAICS est la comparaison des résultats calculés avec ceux obtenus sur un même transitoire avec LiCore. LiCore ayant été validé en comparaison avec TFM-OpenFOAM, la comparaison avec MOSAICS semble pertinente, car les phénomènes physiques modélisés sont les mêmes, la vaporisation n'étant pas atteinte dans le transitoire. Avant de présenter les résultats de comparaison entre les codes LiCore et MOSAICS, le cas de calcul sera présenté.

Présentation du calcul

L'objectif étant de comparer les résultats de calcul, nous avons cherché à rendre le système de comparaison le plus simple possible. Nous avons donc choisi de les comparer sur une insertion de réactivité dans un réacteur proche du MSFR de référence, mais avec des propriétés de sel constantes. Les valeurs de grandeurs thermodynamiques et neutroniques sont répertoriées dans le tableau 2.7. Le tableau 2.6 résume les caractéristiques du système.

Débit (constant)	$4.565 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$
Volume de sel (dont en cœur)	18 m^3 (9 m^3)
Nombre de secteurs	16
Condition aux limites	Puissance extraite constante

FIGURE 2.6 – Caractéristique du système modélisé dans le benchmark

Masse volumique	$4122.0 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$
Capacité calorifique	$1594 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
Contre-réaction Doppler	$-4 \text{ pcm} \cdot \text{K}^{-1}$
β Fraction de neutrons retardés beta	300 pcm
Nombre de familles	8
Distance extrapolée	0.2 m

FIGURE 2.7 – Grandeurs thermodynamiques et neutroniques retenues pour le benchmark

La seule valeur qui semble nécessiter quelques explications est la distance extrapolée, notée d [m]. Cette distance correspond à la distance d'annulation du flux hors de la zone critique. La zone critique étant modélisée par un cylindre de sel de rayon R et de hauteur Z , le cylindre sur lequel le flux neutronique s'annule aura pour rayon $R + d$ et pour hauteur $Z + 2d$ (annulation à la distance $-d$ en bas du cylindre et en $+d$ au dessus du cylindre).

Pour comparer MOSAICS et LiCore, quatre calculs statiques et deux transitoires ont été calculés. Les calculs statiques, développés en collaboration avec Axel Laureau, correspondent à comparer la réactivité à l'équilibre de LiCore et MOSAICS

pour plusieurs situations tests. Ces comparaisons permettent de vérifier la bonne prise en compte des précurseurs, elles sont détaillées dans la sous-section dédiée. Une insertion de réactivité de 1000 pcm en 1 s et une insertion de 1000 pcm en 0.1 s. Ces transitoires ont été calculés dans [29] et nous voulions vérifier que les résultats sont cohérents. Ces deux insertions de réactivité sont d'assez grande ampleur, l'idée est d'avoir une insertion d'ampleur assez faible et une autre beaucoup plus raide. Pour les deux transitoires, les flux upwind et linéaires seront comparés pour MOSAICS, l'objectif étant de souligner les raisons qui ont poussé à choisir le flux linéaire comme cela a été évoqué plus haut. Pour les différents transitoires, plusieurs maillages ont été étudiés pour vérifier la convergence en maillage du transitoire. Les différents maillages utilisés sont présentés de manière $n \times m$ avec n , le nombre de mailles axiales dans la zone critique, dans chaque tuyau et dans les échangeurs de chaleur, tandis que m correspond au nombre de mailles radiales dans la zone critique.

Comparaisons statiques

Les comparaisons statiques permettent, avec 4 situations différentes de vérifier que l'importance des précurseurs est correctement prise en compte dans MOSAICS. Pour le vérifier, la forme du flux et le temps de demi-vie des précurseurs de neutrons retardés sont modifiés. Deux possibilités pour la forme du flux : plat (distance extrapolée très grande devant la taille du réacteur $d = 100 m$) et normale (distance extrapolée normale, ici $d = 20 cm$). Deux possibilités aussi pour le temps de demi-vie des précurseurs de neutrons retardés : infinie (temps de demie-vie très grande devant le temps de circulation du sel, ici $T_{1/2} \approx 10^4 s$) et normale.

La première situation ($T_{1/2}$ infinie et flux plat) permet de vérifier que la convection des précurseurs est bien prise en compte et que des précurseurs ne sont pas perdus lors de leur circulation. Le flux étant plat, tous les précurseurs dans la zone critique ont la même importance. La marge à la criticité prompte théorique vaut $\rho_N - \beta = -\frac{V_c}{V_{circ}}\beta$, car l'importance des précurseurs est la même en tout point de la zone critique et que la concentration des précurseurs est la même en tout point du circuit combustible.

La seconde situation ($T_{1/2}$ normale et flux plat) permet de vérifier que les décroissances de précurseurs de neutrons retardés sont correctement prises en compte par rapport à la situation précédente. On s'attend à une valeur de marge à la criticité prompte plus grande que dans la situation précédente, car plus de précurseurs décroissent dans la zone critique lorsque leur durée de vie est plus courte que lorsqu'ils ont une demi-vie infinie.

La troisième situation ($T_{1/2}$ infinie et flux normal) permet de vérifier que les codes calculent correctement l'importance des précurseurs de neutrons retardés, car la concentration des précurseurs est la même en tout point du circuit combustible. L'importance des précurseurs devient plus faible dans la zone critique, on s'attend donc à ce que la marge à la criticité prompte soit plus faible que dans les situations 1 et 2.

Code	$T_{1/2}$	∞	normal	∞	normal
	ϕ	plat	plat	normal	normal
MOSAICS	$\rho_N - \beta$ [pcm]	-150	-158.5	-117.0	-127.8
LiCore		-150	-157.3	-116.2	-126.4

TABLE 2.3 – Comparaisons des marges à la criticité prompte $\rho_N - \beta$ [pcm] statiques entre LiCore et MOSAICS

La quatrième situation ($T_{1/2}$ normale et flux normal) permet de faire un bilan de toutes les situations précédentes et de vérifier que la marge à la criticité prompte est correctement calculée en régime nominal. Cette valeur est utilisable pour être comparée à des outils de calculs de plus haute fidélité tels que TFM-OpenFOAM pour vérifier les codes système et pour ajuster certains paramètres pour caler les codes système sur les codes de haute fidélité. Les codes système ayant des géométries simplifiées, une modification de la distance extrapolée peut-être utilisée pour obtenir la même valeur de marge à la criticité prompte entre un code système et un code CFD.

Les résultats de ces quatre cas tests sont affichés dans le tableau 2.3. On observe sur ces résultats que les différences entre MOSAICS et LiCore sont très faibles ce qui est satisfaisant pour le calcul de la marge à la criticité prompte à l'équilibre de MOSAICS.

Insertion de 1000 pcm en 1 s

Le premier transitoire qui sera discuté est l'insertion de 1000 pcm en 1 s. Pour plusieurs maillages, les résultats sont affichés sur les figures 2.8, 2.9 et 2.10. Plusieurs points sont intéressants à noter. Avant de discuter des comparaisons entre les codes, intéressons-nous à l'évolution des grandeurs physiques. Durant l'insertion de réactivité, la puissance neutronique croît de manière constante et la température fait de même. Lorsque l'insertion de réactivité s'arrête, la puissance chute rapidement, car la hausse de température a engendré des contre-réactions neutroniques qui surpassent la hausse de réactivité ce qui engendre une chute de réactivité et donc une chute de puissance. Cette chute de réactivité est due aux contre-réactions en densité et d'effet Doppler. La remontée de puissance aux alentours de 2 s est due à l'entrée de sel froid dans la zone critique, due à la convection du sel dans le circuit, sous flux et le creux de réactivité aux alentours de 4 s correspond au retour de sel chauffé durant l'insertion de réactivité sous flux.

Lorsque la méthode upwind est utilisée, le nombre de mailles nécessaires pour que le système soit convergé est très grand. On observe que, malgré plus de 32×16 mailles dans la zone critique, le système n'est pas encore convergé en maillage. Ceci s'observe très bien sur le pic négatif de réactivité aux alentours de 5 s. On observe en revanche que la convergence en maillage est beaucoup plus rapide dans le cas d'une méthode de flux linéaire. Le creux de réactivité à 5 s est dû au retour de sel chaud dans la zone critique, la convergence beaucoup plus rapide en maillage avec la méthode du flux linéaire est donc probablement due au fait que ce dernier est beaucoup moins diffusif que le flux upwind. Ces considérations n'existent pas dans

LiCore, car la méthode Lagrangienne de résolution de la thermohydraulique permet d'avoir une diffusion numérique nulle.

Insertion de 1000 pcm en 0.1 s

Le second transitoire de comparaison entre les codes MOSAICS et LiCore est une insertion de 1000 pcm en 0.1 s. Ce transitoire, beaucoup plus raide que le précédent, a pour objectif de vérifier que, même dans des situations plus extrêmes et donc plus proches de l'objectif de ce travail, le code MOSAICS est valide, bien que la non-prise en compte de la compressibilité rende probablement ces transitoires hautement hypothétiques non physiques. Le comportement du réacteur pour l'insertion en 0.1 s est un peu différent du cas précédent. Lorsque la puissance augmente, la température commence à augmenter, mais de manière exponentielle. Lorsque la température augmente très rapidement, la réactivité s'effondre et donc la puissance aussi ($\rho_N - \beta$ devient négatif). L'insertion de réactivité continuant, la réactivité remonte, la puissance aussi ($\rho_N - \beta$ redevient positif) et on voit donc apparaître des oscillations de puissance et de réactivité. Ceci semble être dû à l'inertie thermique du sel. Cette inertie ajoute un décalage temporel entre la hausse de température et la puissance qui engendre ces oscillations. Ce qui est intéressant dans les résultats de ce transitoire est que malgré l'insertion de réactivité, on observe que la puissance oscille aux alentours de 30 fois la puissance nominale. Il semble donc que la puissance maximale calculée ne dépende pas de la réactivité totale insérée, mais de la rampe d'insertion de réactivité.

De la même manière que précédemment, plusieurs maillages ont été considérés pour vérifier la convergence en maillage. Les résultats sont affichés sur les figures 2.11, 2.12 et 2.13. Les conclusions de la comparaison précédente restent valables. MOSAICS représente de la même manière que LiCore l'évolution des paramètres physiques étudiés durant les tout premiers instants du transitoire. Les différences apparaissent aux temps plus longs sur le calcul du creux de réactivité dû au retour de sel chaud dans la zone critique. Cette différence provient probablement de la diffusion numérique due au schéma de calcul de MOSAICS. Mais l'augmentation du maillage ne semble pas rapprocher le résultat de MOSAICS au résultat de LiCore avec la modélisation linéaire. Ces différences sont donc encore à étudier.

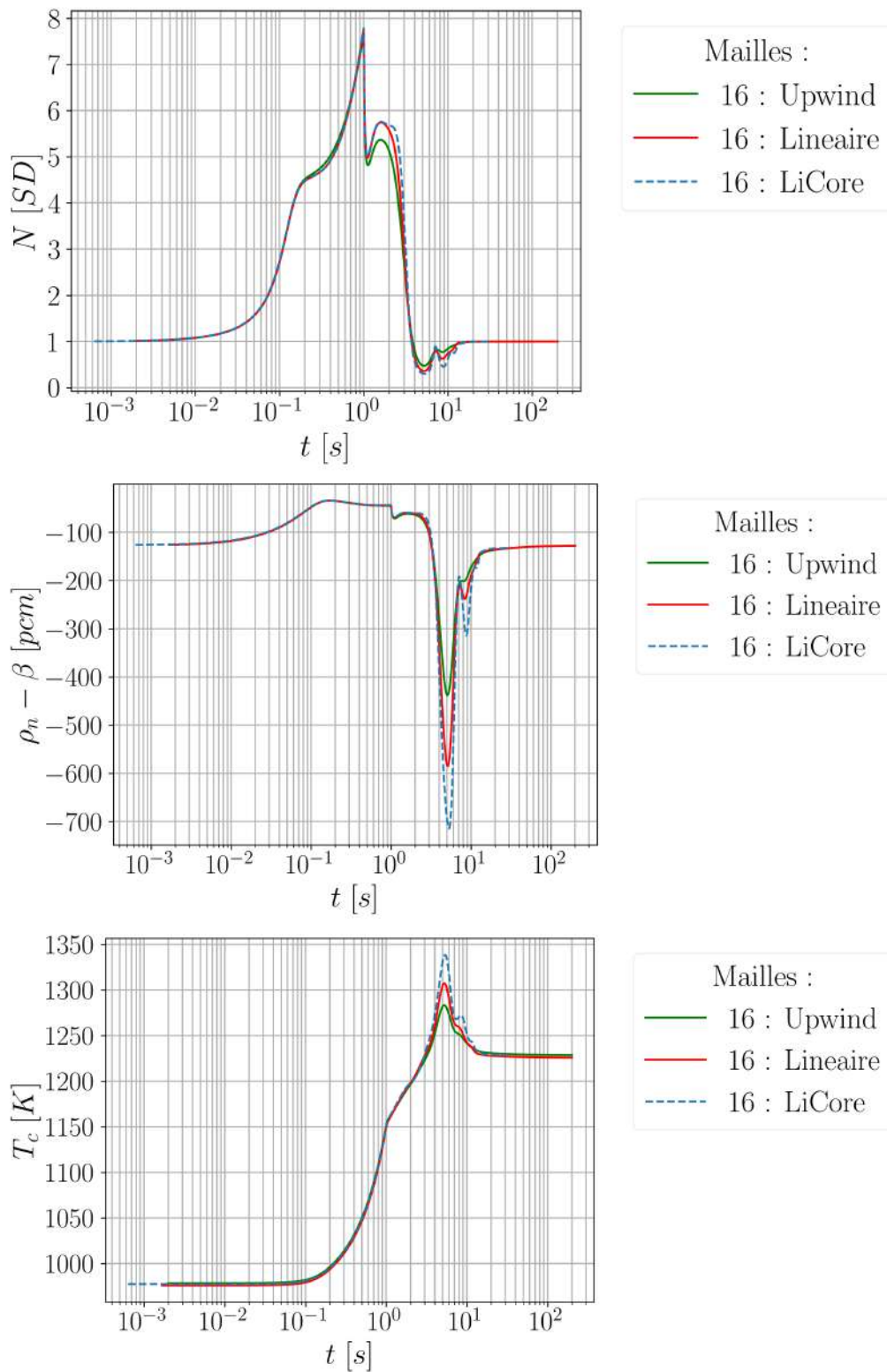


FIGURE 2.8 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 1 s et un maillage 16×8 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

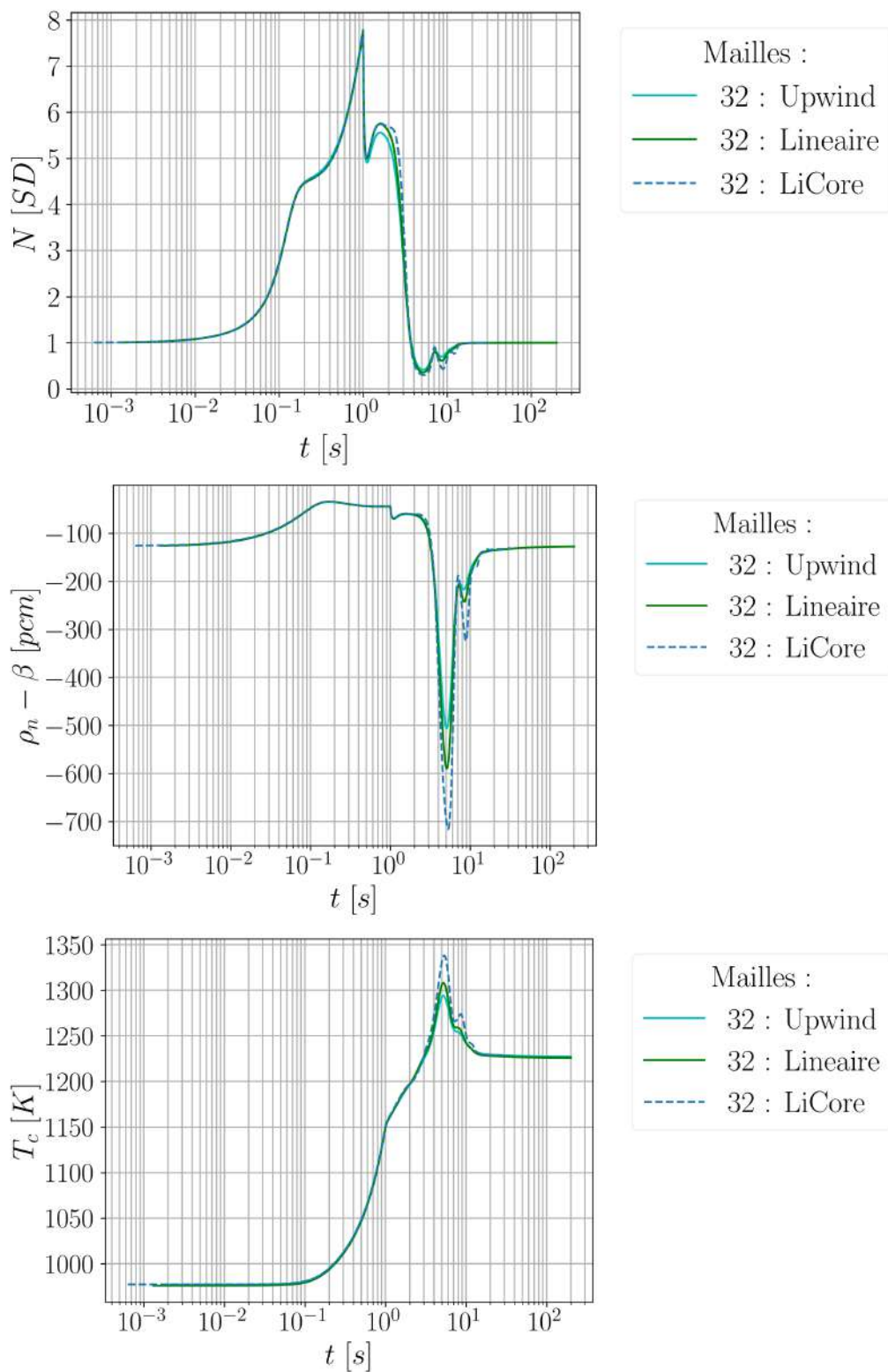


FIGURE 2.9 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 1 s et un maillage 32×16 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

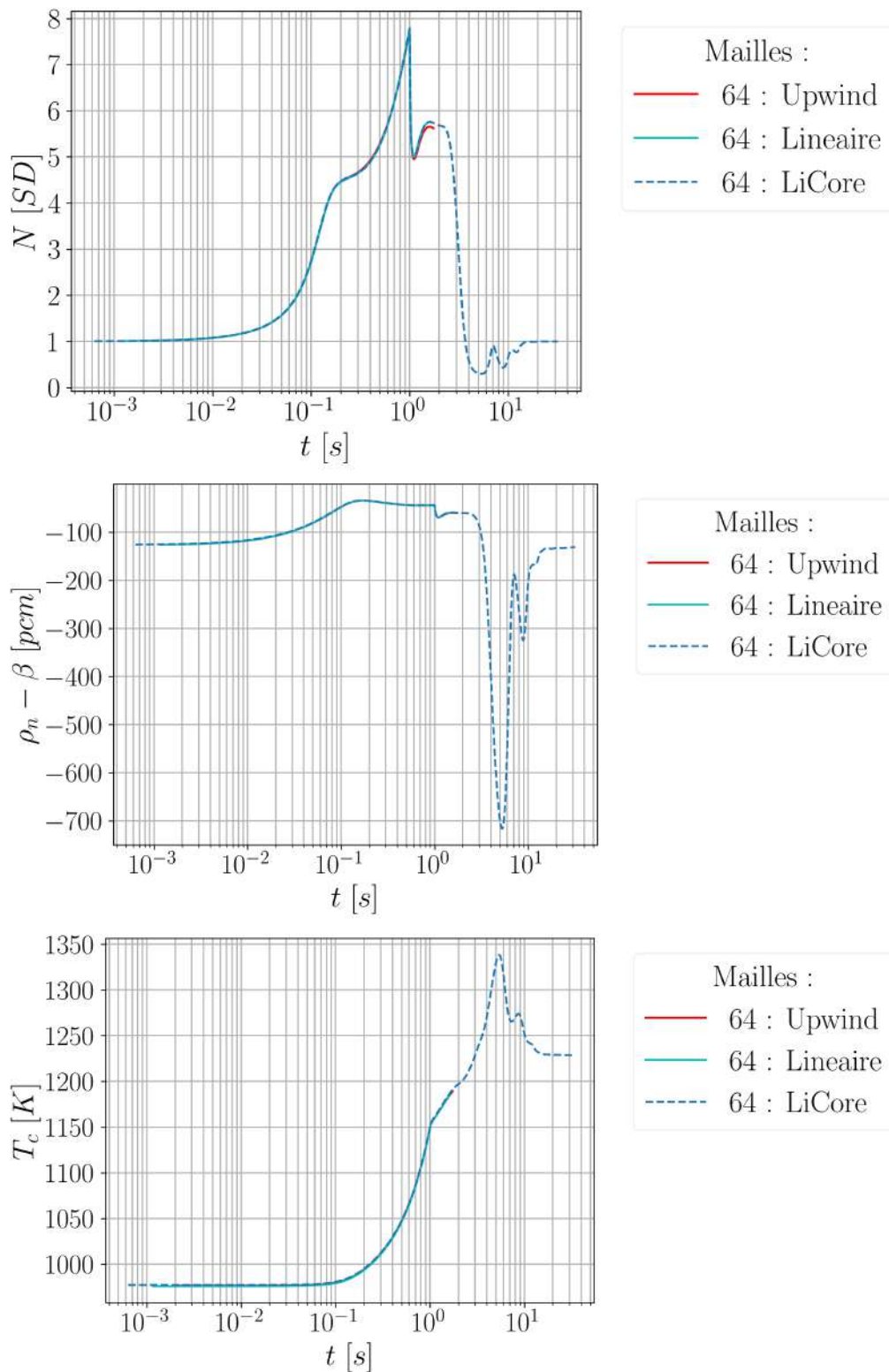


FIGURE 2.10 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 1 s et un maillage 64×32 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

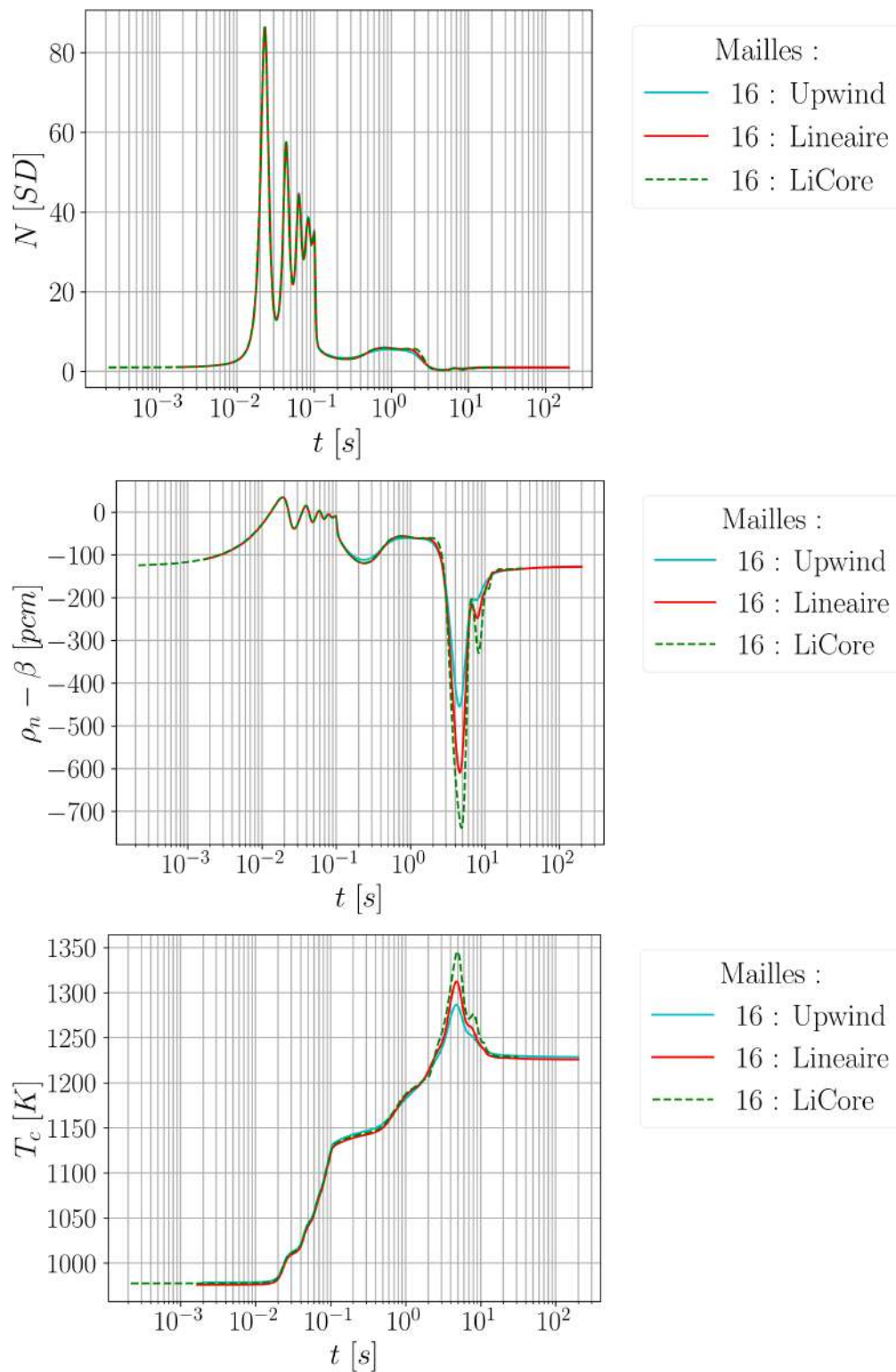


FIGURE 2.11 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s et un maillage 16×8 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

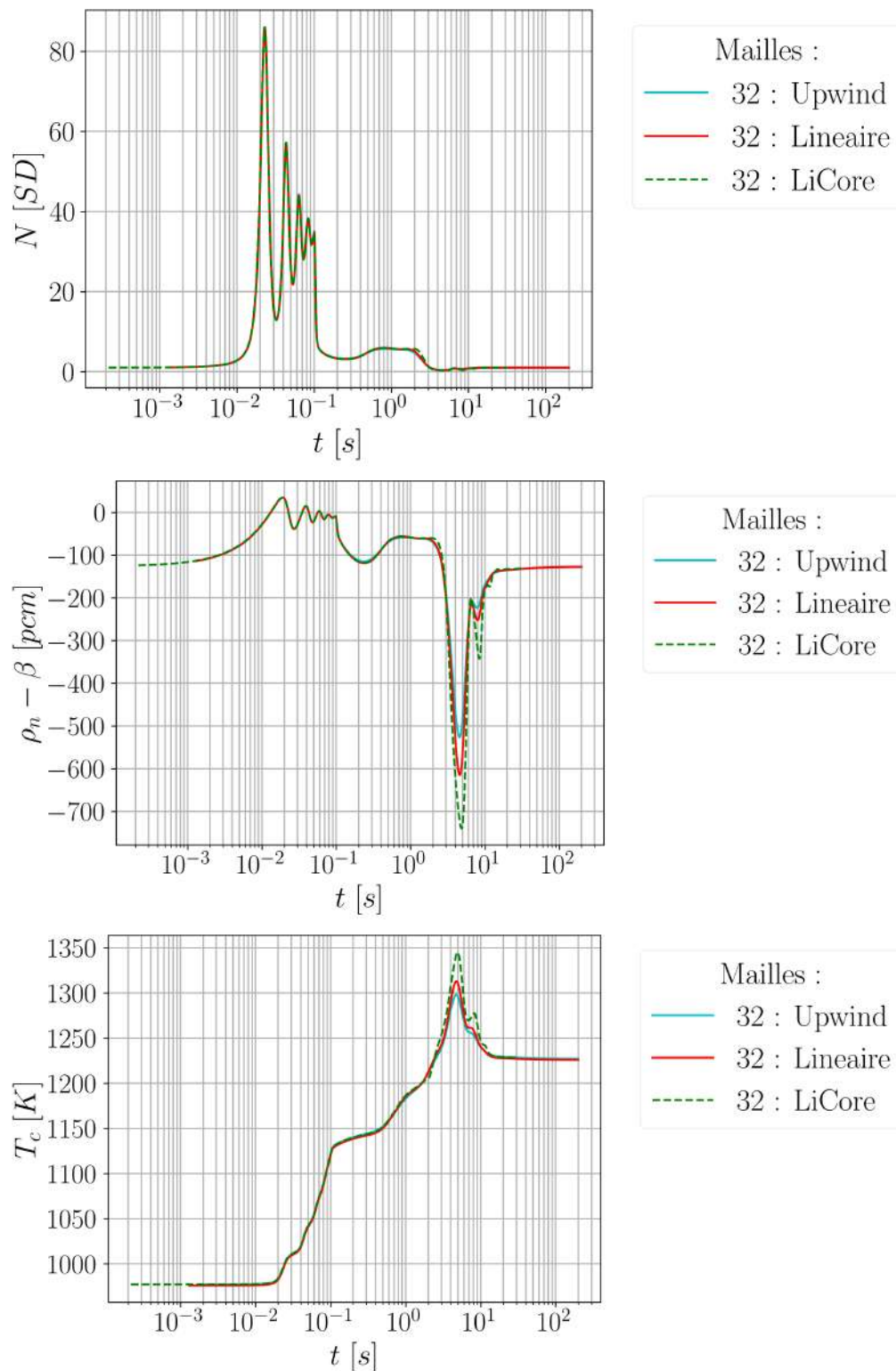


FIGURE 2.12 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s et un maillage 32×16 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

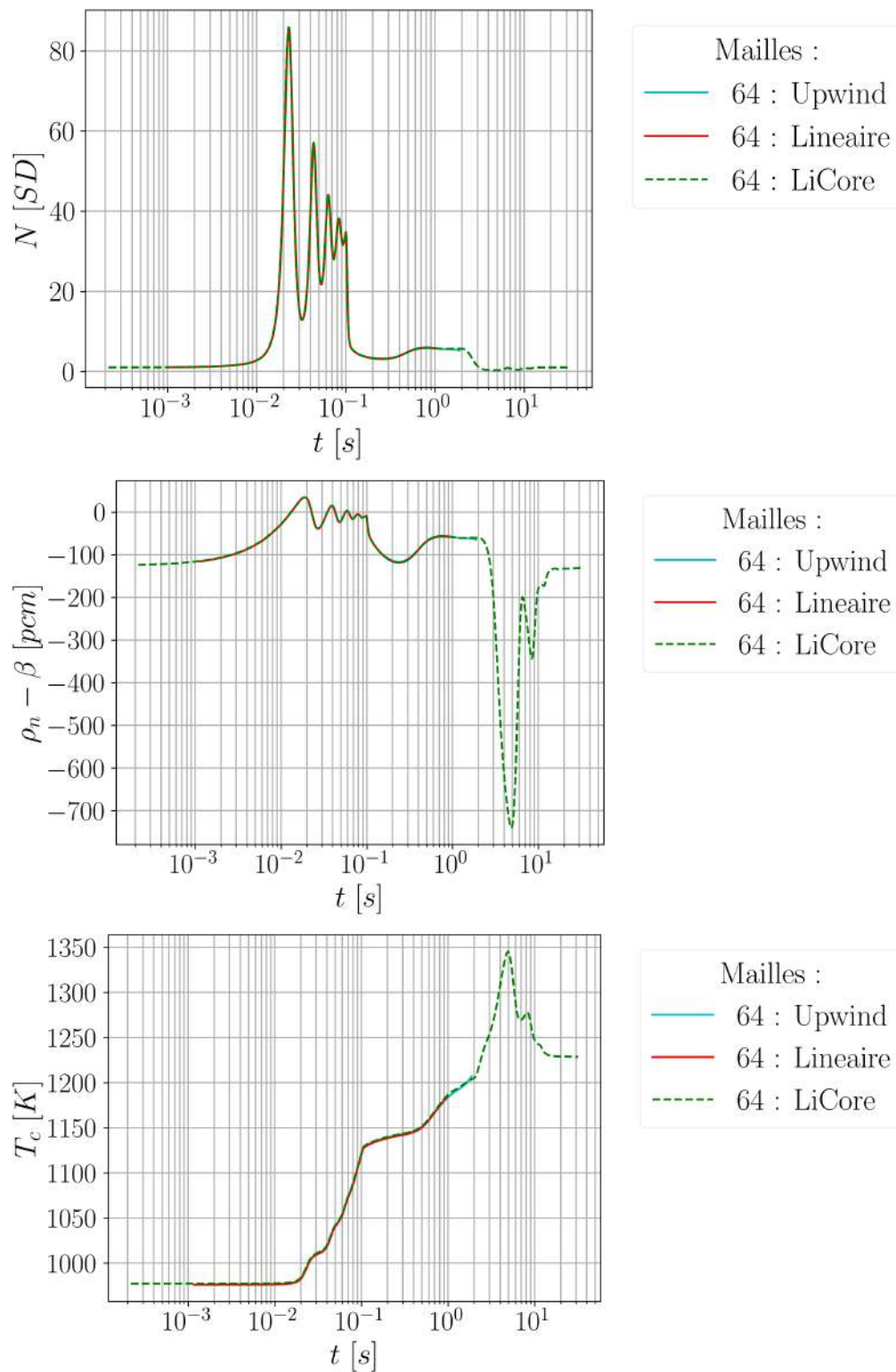


FIGURE 2.13 – Comparaisons LiCore/MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s et un maillage 64×32 . Évolution de la puissance normalisée à la puissance nominale (N), l'écart à la surcriticité prompt ($\rho - \beta$) et la température moyenne du sel en cœur (T_c)

2.6. Conclusion et perspectives

L'outil de calcul MOSAICS présenté dans ce chapitre permet, dans la suite du manuscrit, de calculer les états d'équilibre et les phases incompressibles d'insertion de réactivité. Pour la résolution de ce système, les équations de la neutronique ont été obtenues à partir des équations de Nordheim en explicitant les modifications qui ont été apportées. Pour la thermohydraulique, une méthode des volumes finis est implémentée pour calculer l'évolution de la température et des concentrations de précurseurs de neutrons retardés.

La vérification de cet outil a été réalisée sur des cas analytiques puis en comparaison avec l'outil LiCore. Les comparaisons entre LiCore et MOSAICS sont assez satisfaisantes et permettent de dire que l'outil peut être utilisé pour la suite de ce travail. La vaporisation n'a pas été validée en comparaison à des expériences et cette partie-ci sera importante dans la suite des développements de cet outil.

De nombreuses améliorations sont envisagées pour le développement de cet outil. Comme cela a été discuté plus haut, la prise en compte de la puissance résiduelle est une voie de progression qui serait intéressante pour réussir à prendre en compte correctement le dépôt de puissance lors d'accident de perte de refroidissement, quand la puissance neutronique devient très faible et que la puissance résiduelle devient non négligeable et/ou majoritaire.

Le module gérant la vidange permet actuellement uniquement de prendre en compte la vidange du réservoir d'expansion. Il ne permet pas actuellement de calculer la vidange de la zone critique ou des échangeurs. Le code s'arrête lorsque le réservoir de vidange est vide. Modéliser complètement la vidange du circuit combustible est l'une des pistes d'amélioration pour réussir à modéliser l'évolution de la température dans le réservoir de vidange d'urgence. Un module permettant de prendre en compte correctement la vidange, proprement développé, pourrait aussi permettre une modélisation du remplissage du réacteur.

Les objectifs de ce travail de thèse n'étant pas liés en premier lieu avec les motivations derrière les développements mentionnés précédemment, ils n'ont pas été prioritaires dans le développement de cet outil. Pour ce travail de thèse, une amélioration du module de vaporisation est envisageable et serait intéressante à développer. En effet, comme cela a été discuté ici, la déformation de la nappe de flux neutronique n'est pas prise en compte lors de la vaporisation alors que cela semble être une conséquence directe du passage en phase vapeur du sel combustible. La masse volumique de la phase vapeur étant très inférieure à la masse volumique du liquide, il semble intuitif que cette grande variation de masse volumique entraîne des variations locales de flux neutronique. De plus, les corrélations utilisées pour la dérive de la phase vapeur sur la phase liquide ont été obtenues avec des expériences en eau, et des expériences en sel seraient les bienvenues pour vérifier la transposition de ces corrélations.

Chapitre 3

Modélisation des phases rapides des transitoires d’insertion de réactivité avec écoulement compressible - Code COCCINELLE

Comme cela a été discuté lors de la description de la phénoménologie de l’accident d’insertion de réactivité, lors d’insertions extrêmes de réactivité, il est important de modéliser la phase compressible des transitoires pour prendre correctement en compte l’évolution des contre-réactions neutroniques et donc de la puissance neutronique. Dans ce chapitre, les équations et les méthodes de calculs utilisées sont présentées avant d’aborder les différentes étapes de validation et de vérification de l’outil de calcul COCCINELLE (COde Compressible de Calcul des INsertions de réactivitE dans les seLs chLorures ou fluorurEs) qui a été développé durant la thèse. Nous visons aussi à détailler dans cette partie les hypothèses et les limitations de cet outil de calcul.

Contenu du chapitre

3.1	Contexte	70
3.2	Equations et méthodes numériques . . .	70
3.3	Cas test de validation	75
3.4	Conclusion et Perspectives	94

3.1. Contexte

Lors des insertions de réactivité (présentées précédemment), on observe que la puissance neutronique peut atteindre des valeurs très élevées, jusqu'à plusieurs dizaines de fois la puissance neutronique nominale. Cette haute valeur de puissance engendre une augmentation rapide de température. Cette hausse de température conduit, par contre-réactions Doppler et densité, à une baisse de la puissance neutronique. L'importance de modéliser la phase compressible réside dans la prise en compte de cette contre-réaction. L'évolution de la puissance neutronique est pilotée par température du combustible et sa densité au moyen des contre-réactions : $dN/dt \approx \frac{\rho_n - \beta}{\Lambda} N$. Donc, pour compenser une même insertion de réactivité, si une contre-réaction agit peu, l'autre doit agir d'autant plus. Comme la contre-réaction en densité est réduite dans le cas de la phase compressible, il est important de la modéliser.

Pour modéliser cette phase du transitoire, un outil de calcul : COCCINELLE a été développé. Cet outil est présenté dans ce chapitre. Les équations qui sont résolues, la méthode numérique puis les phases de vérification et de validation sont expliquées.

3.2. Equations et méthodes numériques

3.2.1 Equations résolues

L'objectif de l'outil est de calculer dans chacune des mailles le taux de vide α , la température du liquide T_l [K], la température du gaz T_g [K], la pression (supposée égale dans le gaz et le liquide) P [Pa] et la vitesse dans chacune des mailles (supposée égale pour le gaz et le liquide) u [m.s⁻¹]. L'hypothèse de vitesse égale entre le gaz et le liquide a été prise, car les transitoires calculés sont réalisés sur des échelles de temps très courtes, il nous semble donc correct de dire que les deux fluides se déplacent à la même vitesse car le glissement, même s'il est bien présent, n'a pas le temps d'agir pendant des temps aussi courts. L'hypothèse de pression égale entre les deux phase est aussi questionnable car une grande différence de pression peut exister en particulier lors de la compression des bulles. Cette approximation dans la prise en compte de la pression dans les bulles peut engendrer des bulles de plus grande taille que celle modélisée ici.

Les équations que nous résolvons dans l'outil de calcul sont au nombre de 5. Une équation de conservation de la masse pour le liquide et une pour le gaz. De même pour l'équation de conservation de l'énergie totale et, d'après l'hypothèse de vitesse unique entre les deux phases, nous n'avons qu'une seule équation de conservation de la quantité de mouvement. Nous allons donc écrire les équations d'Euler pour un

fluide homogènes à deux composants :

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \text{div}(\alpha_k \rho_k \vec{u}) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k E_k) + \text{div} \left(\alpha_k \rho_k \left(E_k + \frac{P}{\rho_k} \right) \vec{u} \right) + P \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k) = q + \alpha_k \rho_k \vec{g} \cdot \vec{u} \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{u}) + \text{div}(\rho \vec{u} \otimes \vec{u}) + \vec{\nabla} P = \rho \vec{g} \end{cases} \quad (3.1)$$

Ici k correspond à la phase (liquide ou gaz), q [$W.m^{-3}$] à la puissance déposée et E [$J.kg^{-1}$] l'énergie totale qui s'écrit : $E_k = e_k + \frac{1}{2}u^2$ avec e_k l'énergie interne. Comme on peut le remarquer, aucun terme de frottement n'est pris en compte dans ces équations. Les frottements sont généralement négligés dans ce genre de transitoires, car peu impactants. On peut observer ça avec un calcul de comparaison des ordres de grandeur des pertes de charge $\frac{1}{2}k\rho v^2$ avec la différence de pression motrice ΔP . Pour une masse volumique $\rho \approx 4000 \text{ kg.m}^{-3}$, une vitesse $v \approx 100 \text{ m.s}^{-1}$ et une variation de pression $\Delta P = 10^8 \text{ Pa}$, on calcule :

$$\frac{\frac{1}{2}\rho v^2}{\Delta P} \approx 0.1 \quad (3.2)$$

Ces équations sont difficiles à résoudre sous cette forme-là, elles sont donc transformées pour obtenir des équations plus simples. Le processus de transformation est détaillé dans [53]. Les équations classiquement résolues sont :

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \text{div}(\alpha_k \rho_k \vec{u}) = 0 \\ \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k h_k) - \alpha_k \frac{\partial}{\partial t}(P) + \text{div}(\alpha_k \rho_k e_k \vec{u}) = -P \text{div}(\alpha_k \vec{u}) + q \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{u}) + \text{div}(\rho \vec{u} \otimes \vec{u}) + \vec{\nabla} P = \rho \vec{g} \end{cases} \quad (3.3)$$

Pour résoudre ces équations, la méthode des volumes finis a été utilisée. Après intégration les équations s'écrivent pour une maille i dont les surfaces sont notées j :

$$\begin{cases} V_i \frac{d\alpha_k \rho_k}{dt} = \sum_j (\alpha_k \rho_k)_j \phi_j \\ V_i \left(\frac{d\alpha_k \rho_k h_k}{dt} - \alpha_k \frac{dP}{dt} \right) = \sum_j (\alpha_k \rho_k e_k)_j \phi_j + P_i \sum_j (\alpha_k)_j \phi_j + Q_{k,i} \\ V_i \frac{d\rho_i u_i}{dt} = \sum_j (\rho u)_j \phi_j - \sum_j (P.S)_j + V_i F_i \end{cases} \quad (3.4)$$

Ici S_j [m^2] correspond à la surface j de la maille i , ϕ_j correspond au débit volumique de matière à travers la surface j : $\phi_j = \vec{v}_j \vec{S}_j$. Les quantités résultant de l'intégration des termes en divergence ($\sum_j (\alpha_k \rho_k)_j \phi_j$, ...) sont appelées flux. Ces quantités font appel aux valeurs de grandeurs thermodynamiques entre les mailles alors que ces derniers (les flux) sont calculés dans les mailles. De nombreuses méthodes existent pour calculer les flux en volumes finis. Certaines sont présentées dans la partie suivante.

3.2.2 Calcul des flux

Notons f^* un des flux $((\alpha_k \rho_k)_j \phi_j$, par exemple) de la grandeur w $((\alpha_k \rho_k)$, par exemple) sur une interface entourée de deux mailles à gauche et à droite de cette interface ou les grandeurs sont notées f_g et w_g à gauche de la surface et f_d et w_d à droite de la maille.

Méthode : Moyenne

Le schéma le plus intuitif est de prendre sur l'interface la moyenne entre les valeurs de flux calculées dans les mailles :

$$f^* = \frac{1}{2}(f_g + f_d) \quad (3.5)$$

Cette méthode intuitive pose des problèmes d'oscillations numériques lorsque les grandeurs physiques d'une maille à l'autre sont très différentes. Dans l'objectif de résoudre les équations d'Euler dans des situations d'onde de choc, cette méthode de flux a rapidement été écartée.

Méthode : Rusanov

Pour stabiliser la méthode numérique, la méthode de Rusanov [54] fait intervenir la valeur propre maximale de la matrice jacobienne du système résolu. Cette valeur propre correspond à la vitesse maximale de propagation d'ondes engendrée par les équations que l'on cherche à résoudre. Pour les équations d'Euler, la valeur propre maximale s'écrit $S = \max_{i \in \{d,g\}} (c_i + |v_{x,i}|)$, avec c correspondant à la vitesse du son dans la maille considérée et $v_{x,i|i \in \{d,g\}}$ la vitesse du fluide. Ce qui permet d'écrire le flux :

$$f^* = \frac{1}{2}(f_g + f_d - (w_d - w_g)S) \quad (3.6)$$

Le terme supplémentaire par rapport à la méthode précédente permet de stabiliser le système et de le rendre numériquement stable en ajoutant de la diffusion numérique.

Méthode : HLL

Une méthode plus avancée que la méthode de Rusanov est la méthode HLL [54] qui prend en compte la valeur propre maximale et la valeur propre minimale de la matrice jacobienne du système. L'une correspondant à une onde se déplaçant vers la maille de droite quand l'autre se déplace vers la maille de gauche. Ces deux ondes ont pour vitesse, dans la situation de résolution des équations d'Euler :

$$\begin{cases} C_d = v_{x,d} + c_d \\ C_g = v_{x,g} - c_g \end{cases} \quad (3.7)$$

Ici, c_d et c_g sont les vitesses d'ondes (vitesse du son) à droite et à gauche de l'interface, $v_{x,d}$ et $v_{x,g}$ les vitesses de fluide à droite et à gauche perpendiculaire à l'interface. Cette expression est appelée isentropique. Avec ces valeurs propres, les flux sont

calculés avec l'expression suivante :

$$f^* = \begin{cases} f_d & \text{Si } C_d < 0 \\ \frac{f_g C_d - f_d C_g + (w_d - w_g) C_d C_g}{C_d - C_g} & \text{Si } C_d > 0 \text{ et } C_g < 0 \\ f_g & \text{Si } C_g > 0 \end{cases} \quad (3.8)$$

Cette méthode de calcul des flux permet de calculer les transferts de masse, d'enthalpie et de quantité de mouvement entre chacune des mailles du système à calculer. Dans l'équation de conservation de la quantité de mouvement, la section suivante s'intéresse à la question du terme de pression. Les méthodes Rusanov et HLL ont été testées dans COCCINELLE sur le cas test du tube de choc. La seconde donnant de meilleurs résultats a été retenue.

3.2.3 Calcul des pertes de charge

Comme il a été décrit plus haut, la géométrie que nous cherchons à résoudre possède un rétrécissement de la section de passage du sel du cœur vers le réservoir d'expansion. Au niveau de la restriction, une perte de charge est engendrée qui doit être prise en compte dans l'équation de conservation de la quantité de mouvement. Pour un rétrécissement ou élargissement brusque de la section, les corrélations des pertes de charge sont données par [55] :

$$\begin{cases} \text{Restriction : } \Delta P = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{S_0}{S_1}\right) \frac{1}{2} \rho u_0^2 \\ \text{Elargissement : } \Delta P = \left(1 - \frac{S_0}{S_1}\right)^2 \frac{1}{2} \rho u_0^2 \end{cases} \quad (3.9)$$

Avec l'indice 0 pour la zone de petite section et 1 la zone de grande section. S_k [m^2] correspond à la surface et u_k [$m.s^{-1}$] à la vitesse. On observe que les pertes de charge sont toujours calculées avec la vitesse dans la zone de faible section. Nous appliquons donc dans le calcul de l'équation de quantité de mouvement la perte de charge dans la maille de faible section (dans le tuyau menant du cœur vers le réservoir d'expansion).

3.2.4 Calcul de la position de l'interface entre des milieux distincts

Calcul des flux de la maille d'interface

L'outil dont nous présentons les caractéristiques a pour objectif d'être utilisé dans le calcul de propagation d'ondes de pression dans le réacteur à sels fondus MSFR et aussi pour des cas test de validation proposés en groupe de travail (GT) Nuage du CEA. Dans ces deux cas, différents milieux sont modélisés : un milieu liquide et un milieu gazeux. En prenant comme condition initiale une marche de taux de vide entre le liquide et le gaz, le schéma numérique présenté ci-dessus engendre une diffusion du taux de vide. Cette diffusion étant un artefact numérique, l'objectif de la méthode de suivi d'interface incorporée dans le calcul et présentée dans la

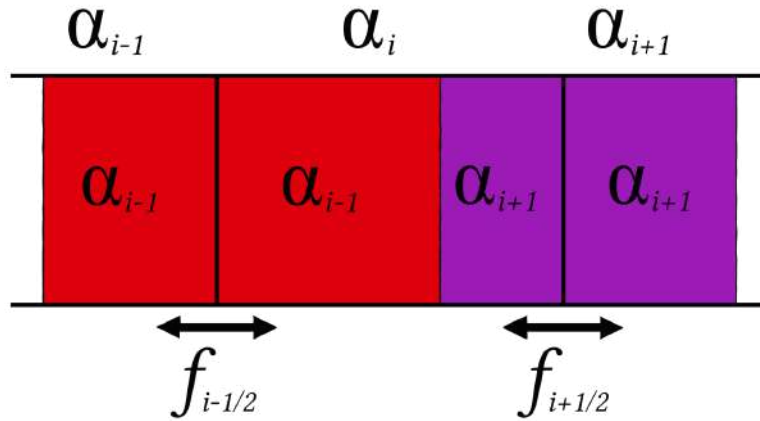


FIGURE 3.1 – Schéma du suivi d'interface. Le rouge et le violet correspondent à un fluide différent, le liquide ou le gaz.

suite est de limiter cette diffusion. Notons, pour cette partie, i la maille d'interface ; elle est représentée sur le schéma 3.1. Cette méthode est inspirée par la référence [56]. Chacun des flux autour de la maille d'interface ($f_{i-1/2}$ et $f_{i+1/2}$) est calculé en fonction des propriétés physiques du liquide et du gaz dans chacune des mailles voisines ($i - 1$ et i pour le calcul de $f_{i-1/2}$). Dans le cas d'une maille interfaciale entre les deux types de fluide, comme représentée sur la figure 3.1, lors du calcul de $f_{i-1/2}$ (resp. $f_{i+1/2}$), le taux de vide α_{i-1} (resp. α_{i+1}) est utilisé. Nous noterons dans la suite α_{ref} une valeur de taux de vide de référence définie au début du calcul et qui définit la limite que doit franchir le taux de vide dans une maille pour que cette maille soit une maille de gaz.

Déplacement de la maille d'interface

Lorsque le calcul progresse, l'interface se déplacera vers la droite ou vers la gauche en fonction de la situation résolue. Dans le cas où la maille de gauche est une maille de liquide et que la vitesse est positive, la maille se déplace vers l'interface $i + 1$ lorsque la condition suivante est réalisée :

$$\alpha_i \leq \alpha_{ref} \quad (3.10)$$

Dans le cas où la maille de gauche est du gaz, le critère devient :

$$\alpha_i \geq 1 - \alpha_{ref} \quad (3.11)$$

Lorsque la vitesse est négative, la maille de droite est considérée. On résume les critères de changement de maille de la localisation de l'interface dans le tableau 3.1.

Maille de gauche	Vitesse positive ($i \rightarrow i + 1$)	Vitesse négative ($i \rightarrow i - 1$)
Liquide	$\alpha_i \leq \alpha_{ref}$	$\alpha_i \geq 1 - \alpha_{ref}$
Gaz	$\alpha_i \geq 1 - \alpha_{ref}$	$\alpha_i \leq \alpha_{ref}$

TABLE 3.1 – Critères de changement de maille d'interface

En fonction des calculs, α_{ref} pourra être différent. Sa valeur est un compromis entre le temps de calcul et la précision désirée. En effet, lorsque cette valeur est très faible, le comportement du liquide s'approche du liquide pur, mais le pas de temps de calcul doit diminuer pour éviter un taux de vide négatif. Si le taux de vide résiduel est très faible, il suffit que la dérivée du taux de vide devienne négative pour rapidement engendrer un taux de vide négatif. La valeur de ce taux de vide de coupure influence la précision du calcul car la valeur de la vitesse du son dans une maille dépend grandement du taux de vide et sa dépendance varie rapidement lorsque les taux de vide sont extrêmes (0 ou 1).

Cette méthode permet de grandement limiter la diffusion de phase à l'interface. Lorsque l'onde de pression arrive à l'interface et que la vitesse de cette dernière atteint de hautes valeurs, cette modélisation devient non réaliste. Elle ne permet pas, dans sa version actuelle, de prendre en compte la fragmentation de la surface de sel, qui peut être importante pour la modélisation de certains transitoires.

3.2.5 Vaporisation du sel

Lorsque la hausse de température est suffisante, il est possible que l'état du sel (température, pression) correspond à un état vapeur. Pour prendre en compte ce phénomène, un modèle de vaporisation homogène du fluide a été implémenté dans COCCINELLE. Dans ce modèle, le mélange de sel et de sa vapeur est considéré comme homogène, c'est-à-dire que la température est moyenne et la pression aussi. Comme le modèle vaporise instantanément le sel, il ne permet pas de prendre en compte les cinétiques de croissance de bulle dans le sel car lorsque les bulles se forment, la pression est beaucoup plus élevée dans la vapeur de la bulle que dans le sel liquide. Les croissances de bulles ayant été peu étudiées dans les réacteurs à sels fondus, de nombreuses données sont manquantes et donc ces cinétiques auraient été difficiles à prendre en compte dans l'outil de calcul. De plus, au vu des cinétiques de l'accident que nous cherchons à calculer de quelques millisecondes ou dizaines de millisecondes, le glissement de la vapeur par rapport au liquide n'est pas modélisé. Ce qui implique que la vapeur et le liquide ont la même vitesse. Les équations à résoudre ne sont pas modifiées, ce sont les variables qui sont modifiées (de la température vers le taux volumique de vapeur) et donc les grandeurs thermodynamiques telles que la masse volumique et l'enthalpie.

3.3. Cas test de validation

Pour la validation de l'outil de calcul, quelques cas tests classiques seront modélisés. Ces cas tests ont pour objectif de vérifier le comportement du code. La correcte représentation de la vitesse des ondes de pression est importante pour l'utilisation que nous ferons de l'outil de calcul. Deux types de validations semblent importantes :

- La vitesse du son utilisée pour le calcul des ondes dans la méthode HLL ;
- La correcte représentation de la vitesse des ondes.

Pour ces deux vérifications, des variations du cas du tube à choc seront réalisées. Le type de méthode (HLL ou Rusanov) et la vitesse de l'onde utilisée dans la méthode (HLL ou Rusanov) ne changent pas la vitesse de l'onde calculée par COCCINELLE. Nous cherchons donc à vérifier que la vitesse d'une onde de faible amplitude se

propage bien à la vitesse du son calculée par l'expression de Wallis qui est utilisée dans l'expression de la vitesse de l'onde de la méthode HLL. Cette méthode de validation par expérience numérique permet de mesurer les valeurs propres de la matrice jacobienne (du problème d'Euler, équations 3.1) sans avoir à faire le calcul des valeurs propres qui peut s'avérer difficile.

La deuxième validation que nous chercherons à réaliser est de vérifier que l'expression analytique de la vitesse d'onde obtenue avec les équations de Rankine-Hugoniot est bien retrouvée par COCCINELLE. Pour réaliser cette vérification, nous réaliserons une nouvelle variation du cas test du tube à choc, mais cette fois-ci avec une différence de pression entre les deux côtés du tube très élevée pour résoudre avec le code un cas plus difficile.

Ces cas de comparaisons permettent de vérifier le bon fonctionnement de COCCINELLE sur ces problèmes particuliers. D'autres parties telle que les liens neutro-nique/thermohydraulique compressible n'ont pas été validés par manque de temps pour construire un cas correct de comparaison, le travail sera à réaliser par la suite.

3.3.1 Tube à choc

Le cas test de référence sur lequel les validations vont se baser est le tube à choc. Cette expérience numérique consiste en un tube de longueur L [m] rempli de fluide et séparé en deux cavités dont les grandeurs thermodynamiques sont différentes à l'état initial. L'expérience consiste à calculer l'évolution des grandeurs thermodynamiques dans le tube au cours du temps. Après la rupture de la séparation entre les deux cavités, une onde de choc va se propager dans le tube, qui va de la zone où la pression est élevée, vers la zone où la pression est la plus faible et une onde de raréfaction se propagera dans l'autre sens. Dans les cas que nous étudions, le fluide consiste en un mélange homogène de liquide et de gaz. Le liquide sera le sel de référence du MSFR et le gaz sera de l'air. Les propriétés importantes pour les calculs des deux fluides sont résumées dans le tableau 3.2.

Air	Valeur
Masse molaire [$g.mol^{-1}$]	28.9
Coefficient de Laplace	7/5

Sel	Valeur
Masse volumique [$kg.m^{-3}$]	$4122.168 \left(1 - \frac{0.882}{4122.168}(T[K] - 976) + 10^{-9}(P[Pa] - 10^5) \right)$
Vitesse du son [$m.s^{-1}$]	492.5
Capacité calorifique [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	$-1111.0 + 2.78T[K]$

TABLE 3.2 – Propriétés thermodynamiques des fluides considérés

Dans les variations du tube à choc que nous avons réalisées, le taux de vide et les températures du mélange sel/air sont les mêmes dans les deux cavités du tube, seule la pression est différente. Le cas général que nous réalisons est résumé sur la figure 3.2. De plus, dans tous les calculs, la température du liquide et du gaz est de 976 K.

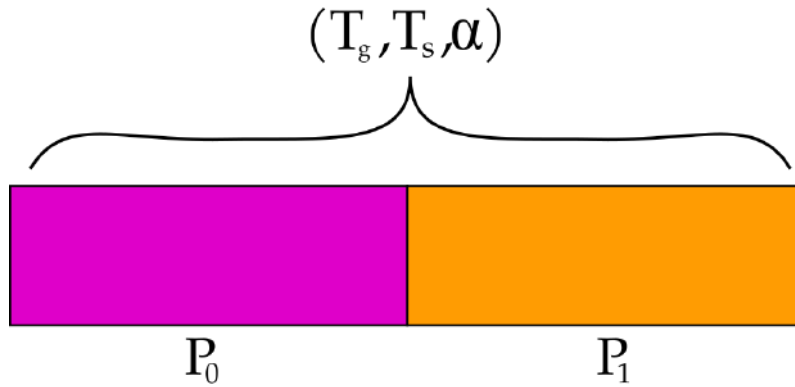


FIGURE 3.2 – Tube à choc, chaque couleur correspond à une pression différente

3.3.2 Validation des vitesses d'onde

L'objectif de ce premier calcul est de vérifier que la valeur propre utilisée dans le calcul des flux (de la méthode des volumes finis) est la bonne (voir section 3.2.2 pour l'explication de la valeur propre). En effet, la propagation d'une onde ne dépend pas de la méthode de calcul des flux dans la méthode des volumes finis. Cette propriété permet de vérifier avec un calcul numérique que la méthode de calcul des flux correspond à ce que nous attendions. Nous allons donc vérifier qu'une onde se déplace bien à la vitesse calculée avec la corrélation de Wallis dans un tube à choc dont le fluide est immobile.

Dans ce premier calcul, la différence de pression entre les deux cavités est très faible. En effet, lorsque la variation de pression entre l'amont et l'aval de l'onde de pression est élevée, l'onde se déplace à une vitesse plus élevée que la vitesse du son. Mais lorsque cette variation de pression est faible, la vitesse de l'onde va tendre vers la vitesse du son. Ceci étant vrai pour un liquide pur ou un gaz pur, cela l'est aussi pour un mélange dans le cas où ce mélange est considéré comme homogène ce qui est le cas dans les équations que nous résolvons. Le tube considéré dans ce calcul est de longueur $L = 1 \text{ m}$, séparé en deux cavités de tailles égales, les pressions à l'état initial dans les deux cavités sont $P_0 = 1 \text{ bar}$ et $P_1 = 1.1 \text{ bar}$ et le calcul est réalisé avec 500 mailles. Des sensibilités ont été réalisées et montraient peu de dépendance au nombre de mailles autour de cette valeur. Les ondes de pression diffusant avec le calcul, nous avons choisi, comme critère de position de l'onde, la position du maximum de la dérivée spatiale de l'onde de compression $\frac{\partial P}{\partial x}$.

Nous notons par l'indice + la valeur des grandeurs thermodynamiques en aval de l'onde de pression et – la valeur en amont. Ces notations sont représentées sur la figure 3.4. Les résultats des expériences numériques sont affichés sur la figure 3.3. Les trois courbes de la première figure sont superposées. On observe une erreur de moins de 4% entre la vitesse de l'onde mesurée et la vitesse de l'onde calculée. Comme il est très difficile, numériquement, de propager une onde infinitésimale, il n'est pas surprenant de voir une erreur apparaître. Cette dernière étant faible, ceci nous permet de valider la méthode choisie pour le calcul des ondes de la méthode HLL.

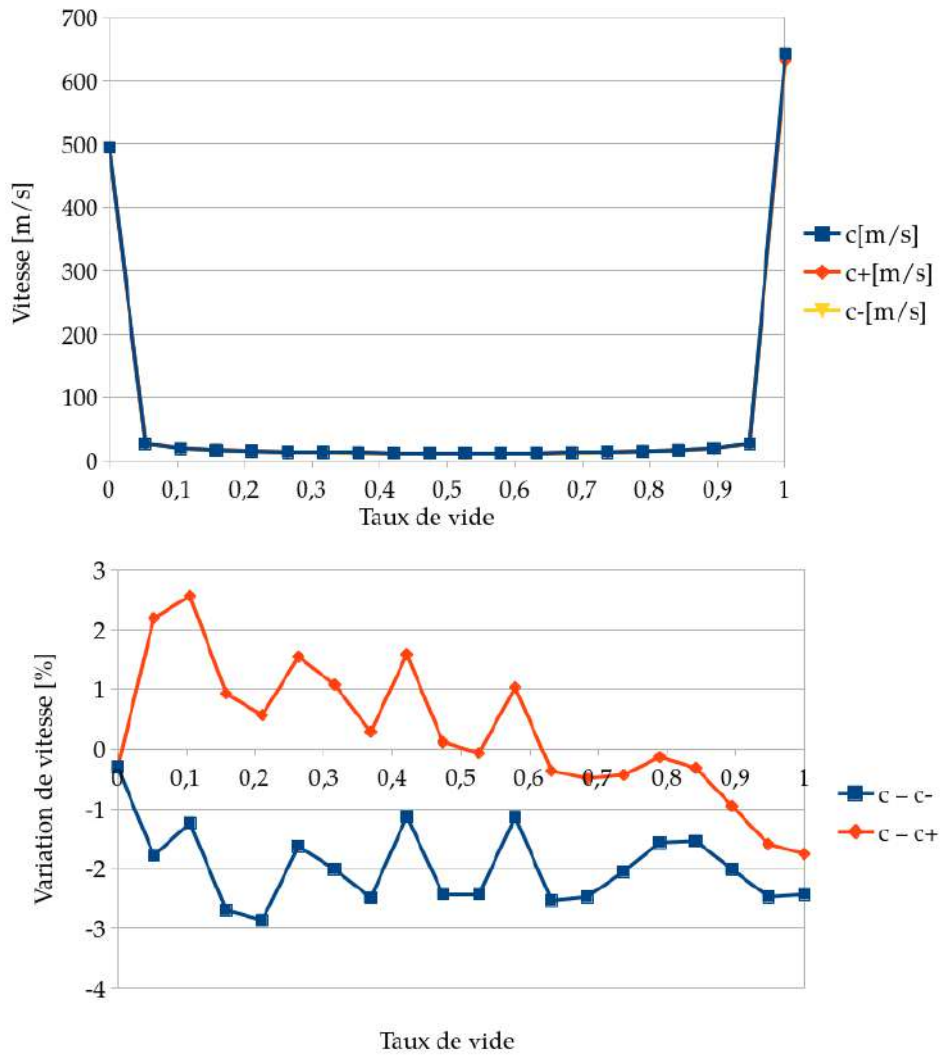


FIGURE 3.3 – Évolution en fonction du taux de vide de la vitesse mesurée c de l'onde, de la valeur de la vitesse de l'onde calculée avec la méthode de Wallis en amont de l'onde $c-$ et en aval de l'onde $c+$. La différence de vitesse en % est aussi tracée

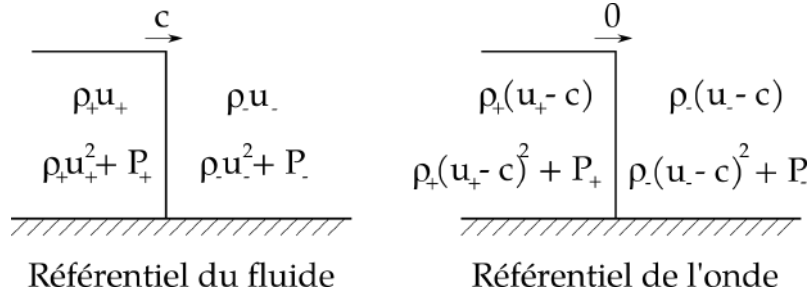


FIGURE 3.4 – Schéma d'une onde de compression

3.3.3 Validation des vitesses d'onde par rapport à la théorie

L'objectif de ce calcul est de valider que l'outil de calcul est capable de représenter la bonne vitesse d'une onde de choc dans un tube à choc. Des comparaisons sont faites entre le calcul de COCCINELLE et le calcul analytique de la vitesse de l'onde. Nous allons commencer par le calcul théorique pour connaître la valeur de la vitesse de l'onde de choc traversant le tube à choc. Les calculs réalisés avec COCCINELLE ont été effectués avec la méthode HLL pour le calcul du flux numérique. Les équations de Rankine-Hugoniot correspondent à la conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie au travers d'une onde stationnaire dans son référentiel. Ici, nous avons uniquement besoin de la conservation de la masse et de la quantité de mouvement, ce qui s'écrit :

$$\begin{cases} \rho_+(u_+ - c) = \rho_-(u_- - c) \\ \rho_+(u_+ - c)^2 + P_+ = \rho_-(u_- - c)^2 + P_- \end{cases} \quad (3.12)$$

Or, dans le cas du tube à choc, la vitesse du fluide en amont de l'onde est nulle, on a donc $u_- = 0$:

$$\begin{cases} \rho_+(u_+ - c) = -\rho_- c \\ \rho_+(u_+ - c)^2 + P_+ = \rho_- c^2 + P_- \end{cases} \quad (3.13)$$

$$\implies \begin{cases} \rho_+ u_+ = c(\rho_+ - \rho_-) \\ \rho_+ \left(\frac{\rho_+ - \rho_-}{\rho_+} - 1 \right)^2 c^2 = \rho_- c^2 + P_- - P_+ \end{cases} \quad (3.14)$$

$$\implies \begin{cases} \rho_+ u_+ = c(\rho_+ - \rho_-) \\ \frac{\rho_-^2}{\rho_+} c^2 = \rho_- c^2 + P_- - P_+ \end{cases} \quad (3.15)$$

$$\implies \begin{cases} \rho_+ u_+ = c(\rho_+ - \rho_-) \\ \frac{\rho_- - \rho_+}{\rho_+} \rho_- c^2 = P_- - P_+ \end{cases} \quad (3.16)$$

$$\implies c^2 = \frac{\rho_+ P_- - P_+}{\rho_- \rho_- - \rho_+} \quad (3.17)$$

Lors du calcul du tube à choc par l'outil, nous allons mesurer la vitesse de l'onde puis estimer la vitesse c que nous avons calculée précédemment en mesurant les valeurs de pression et de masse volumique en amont et en aval de l'onde. Les résultats obtenus sont représentés sur la figure 3.5. Les courbes de Mesure et Analytiques sont

superposées sur la première figure. On observe que les différences entre la vitesse calculée et la vitesse mesurée sont très faibles (de l'ordre de 3% d'erreur au maximum) ce qui semble acceptable pour valider le fait que le code calcule correctement la vitesse de l'onde de pression. Nous pouvons aussi calculer un nombre de Mach qui correspond au rapport de la vitesse de l'onde calculée précédemment divisée par la vitesse du son calculée avec l'expression de Wallis en amont de l'onde de pression. Les valeurs du nombre de Mach en fonction du taux de vide sont représentées sur la figure 3.6. On observe un nombre de Mach aux alentours de 6 dans ce cas test, ce qui est très élevé. Cette étude a permis de valider que la vitesse des ondes utilisée dans le calcul des flux de la méthode HLL est correcte. Elle a, de plus, permis de vérifier les résultats de COCCINELLE en comparaison avec les résultats analytiques du cas-test du tube à choc.

3.3.4 Cas test avec du sodium et de l'argon

Le GT Nuage est un groupe de travail incluant le CEA de Cadarache, le CEA de Saclay et EDF. Ce groupe de travail a pour objectif des transferts de connaissance sur l'étude des RNR à caloporteur sodium. Dans ce groupe de travail, de nombreux outils de calculs ont été comparés pour l'étude de transitoires accidentels compressibles. Le cas test qui a été utilisé pour le calcul compressible sera appelé dans la suite "cas GT Nuage". L'idée est de calculer le déplacement de sodium liquide compris entre deux bulles de gaz dont la pression sera différente de chaque côté du sodium. À l'état initial, un tube de 12 m est rempli de 3 m d'une bulle d'argon chaude sous pression puis de 6 m de sodium et enfin une nouvelle bulle d'argon de 3 m. Ceci est résumé sur le schéma 3.7.

Deux calculs sont réalisés avec ce système, le premier appelé "Strong" suppose une pression dans la bulle chaude de 100 bar et l'autre cas appelé "Weak" de 10 bar. Pour les deux cas, la pression dans la bulle froide et dans le sodium est de 1 bar. L'outil présenté ici est comparé avec d'autres outils/méthodes. Dans un premier temps il est comparé à la résolution analytique du problème en supposant le sodium incompressible ce qui permet de comparer l'écart engendré sur l'évolution des volumes et pressions dans les bulles de gaz par la compressibilité du liquide. Il est aussi comparé avec d'autres outils compressibles de référence tels que SIMMER [57] et SCONE [58]. SIMMER est un outil développé en partenariat entre le CEA, JAEA (Japan Atomic Energy Agency) et KIT (Karlsruhe Institute of Technology) pour les études de sûreté des LMFBR (Liquid Metal Fast Reactor). SCONE est un code développé au CEA pour modéliser l'interaction combustible sodium dans les réacteurs à caloporteur sodium. Les outils compressibles permettront de comparer les profils de pression calculés le long du tube. Les comparaisons du cas "Strong" sont représentées sur les figures 3.8, 3.9 et 3.10, pour le cas "Weak" sur les figures 3.11, 3.12 et 3.13. La grandeur y_0 correspond au taux d'argon dans le sodium au début du calcul et au taux de sodium dans l'argon.

L'évolution des volumes et des pressions dans les bulles de gaz qui entourent le sodium sont affichés sur les figures 3.13 pour le cas Weak et sur les figures 3.10 pour le cas Strong. L'évolution de la position des interfaces le long du tube est aussi affichée. On observe sur les calculs que le calcul analytique (LOW MACH) est très proche des résultats des différents outils de calcul dans le cas Weak. La

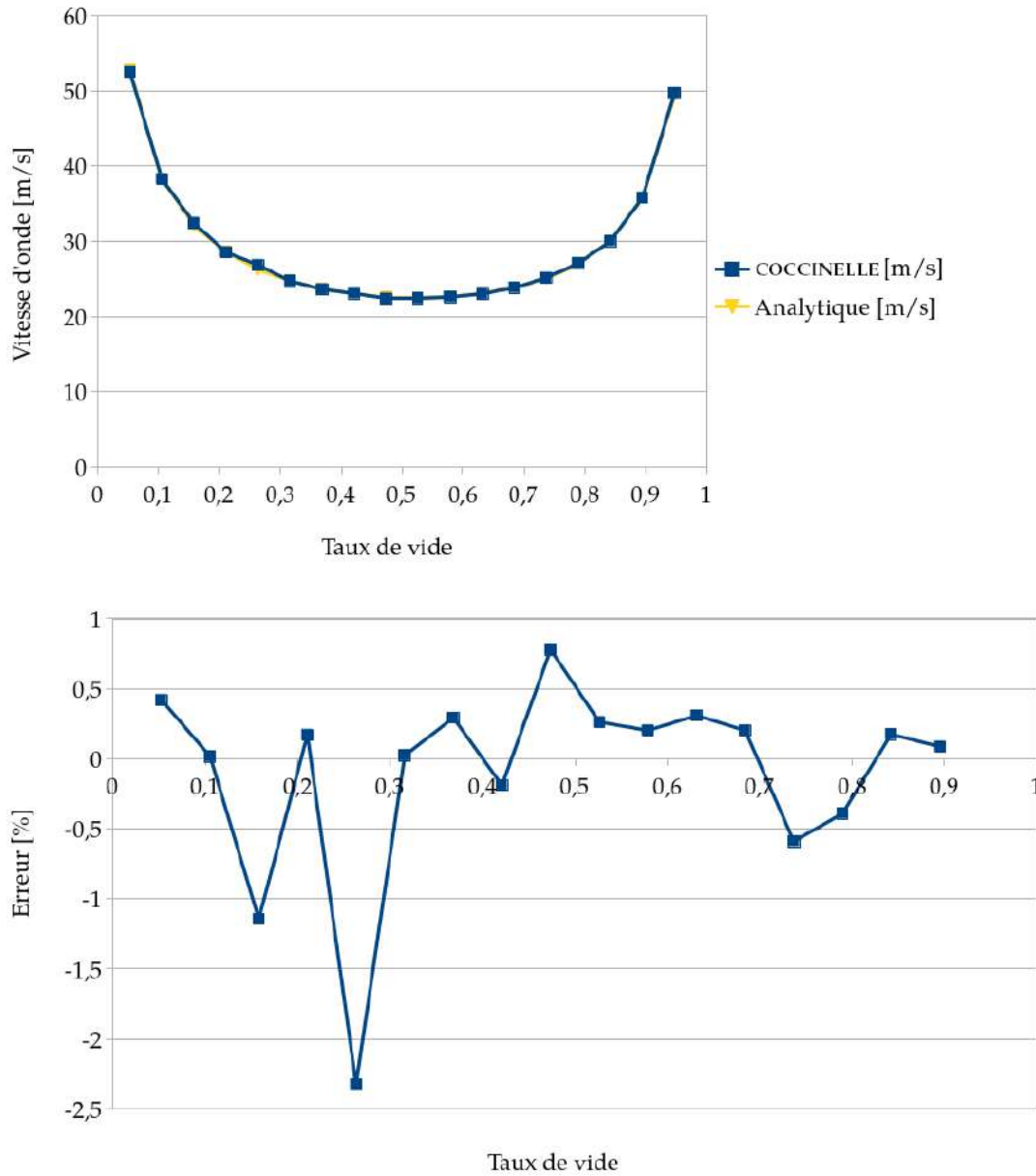


FIGURE 3.5 – Évolution en fonction du taux de vide de la vitesse mesurée de l'onde (COCCINELLE), la valeur calculée par l'expression analytique des équations de Rankine-Hugoniot et de l'écart entre les deux valeurs

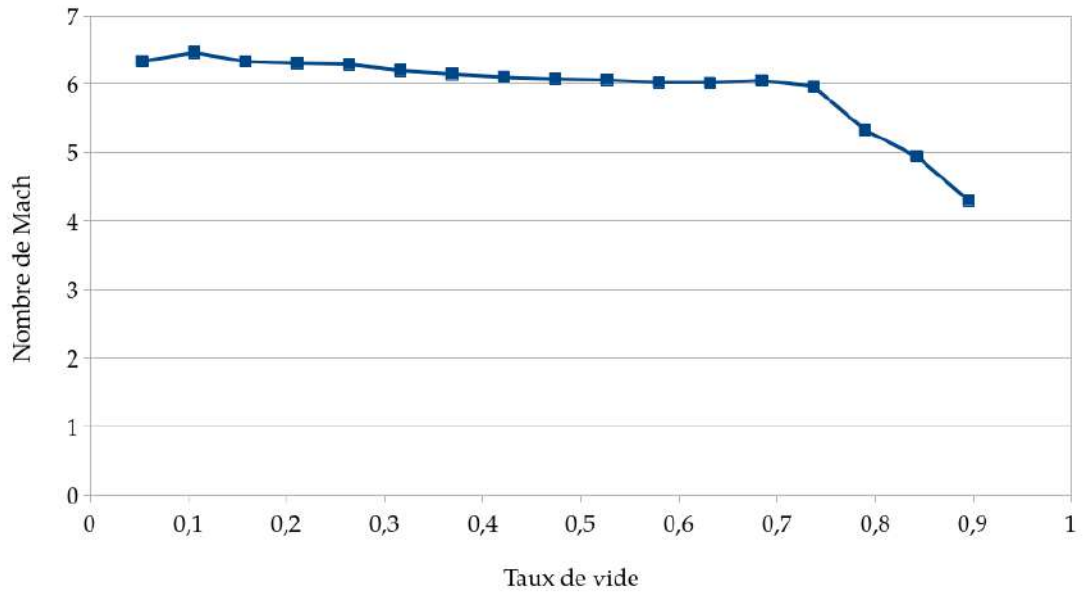


FIGURE 3.6 – Nombre de Mach en fonction du taux de vide

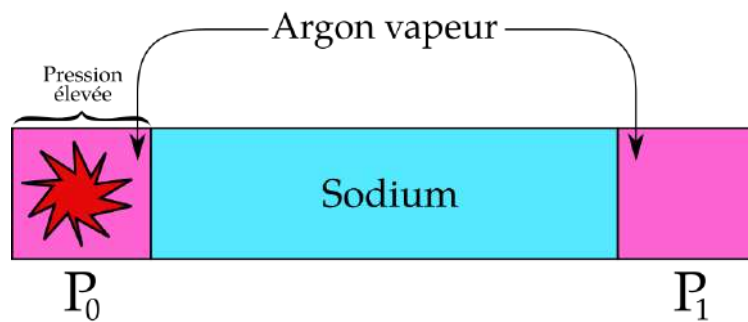


FIGURE 3.7 – Schéma du cas test du GT Nuage

compressibilité du sodium est peu impactante dans cette modélisation car les vitesses du sodium impliquées dans le calcul sont faibles devant la vitesse du son dans le sodium et que l'accélération initiale est faible. Pour le cas Strong, les différences sont beaucoup plus grandes entre le calcul analytique et les calculs des différents outils. On observe que la pression maximale calculée dans la bulle froide est beaucoup plus faible que la pression calculée dans la version analytique. Une manière de voir la différence entre les deux calculs est de revenir à l'analogie des ressorts : dans la version analytique, on considère le volume de sodium comme une masse entre deux ressorts dont l'un est comprimé au début du calcul. En prenant en compte la compressibilité, on considère le sodium comme plusieurs petites masses entre de petits ressorts avec un grande rigidité. Dans cette situation, la compression de la bulle de gaz engendre la compression des ressorts entre les masses de sodium alors que, lorsque le sodium est considéré comme un bloc unique, on perd cette information des ressorts internes. Cette situation permet aussi d'interpréter pourquoi dans le cas Weak, les codes de calcul sont très proches de la situation analytique : les petits ressorts ont une rigidité telle que les mouvements engendrés dans le cas Weak ne sont pas suffisants pour comprimer ces ressorts et dans cette situation il n'y a pas de différence avec la masse entre deux ressorts.

Les évolution des profils de pression dans les cas Strong sont tracées sur les figures 3.8 et 3.9. Les temps de tracés sont ceux fournis par le GT Nuage. On observe que les différents codes donnent des résultats assez dispersés sur les évolutions de la pression le long du tube à l'exception de calcul à 40 *ms*. A ce moment, le sodium est entre 4 *m* et 10 *m* dans le tube, le sodium a déjà été accéléré et la bulle d'argon à basse pression n'est pas encore compressée. On se retrouve dans une situation où la compressibilité a peu d'importance donc les codes de calculs sont assez proches les uns des autres. A 10 *ms*, 65 *ms* et 66 *ms*, la bulle d'argon chaude est soit très compressée soit très dilatée. Dans les deux situations, la compressibilité est très importante. La dispersion entre les différents outils de calcul peut s'expliquer probablement par des valeurs de vitesses du son différentes dans les outils de calcul. En effet, le taux de vide impacte grandement la vitesse du son dans le milieu et on observe qu'à 10 *ms*, l'onde de pression est déjà revenue sur les calculs SIMMER et SCONE alors que, pour COCCINELLE, elle est encore au milieu du tube. Il est donc probable que le taux de vide soit plus élevé au début du calcul dans le calcul COCCINELLE, car la vitesse du son semble plus faible. L'impact du taux de vide engendre des différences au début du calcul et moins au cours du calcul. En effet, au début du calcul, l'évolution de la pression est due à la propagation des ondes de pression, c'est la phase acoustique. Lorsque le tube de sodium se déplace, l'évolution de la pression est due à la variation de position du tube de sodium, c'est la phase inertielle. Dans la phase inertielle, le taux de vide intervient moins dans l'évolution de la pression.

Pour le cas test Weak du GT Nuage, les profils de pression le long du tube sont affichés à 30 *ms*, 120 *ms*, 222 *ms*, 225 *ms*, 228 *ms* et 450 *ms* après le début du calcul. On observe que les résultats sont assez proches les uns des autres quel que soit le moment comparé. On conclut donc que les résultats de la validation de COCCINELLE sont satisfaisants.

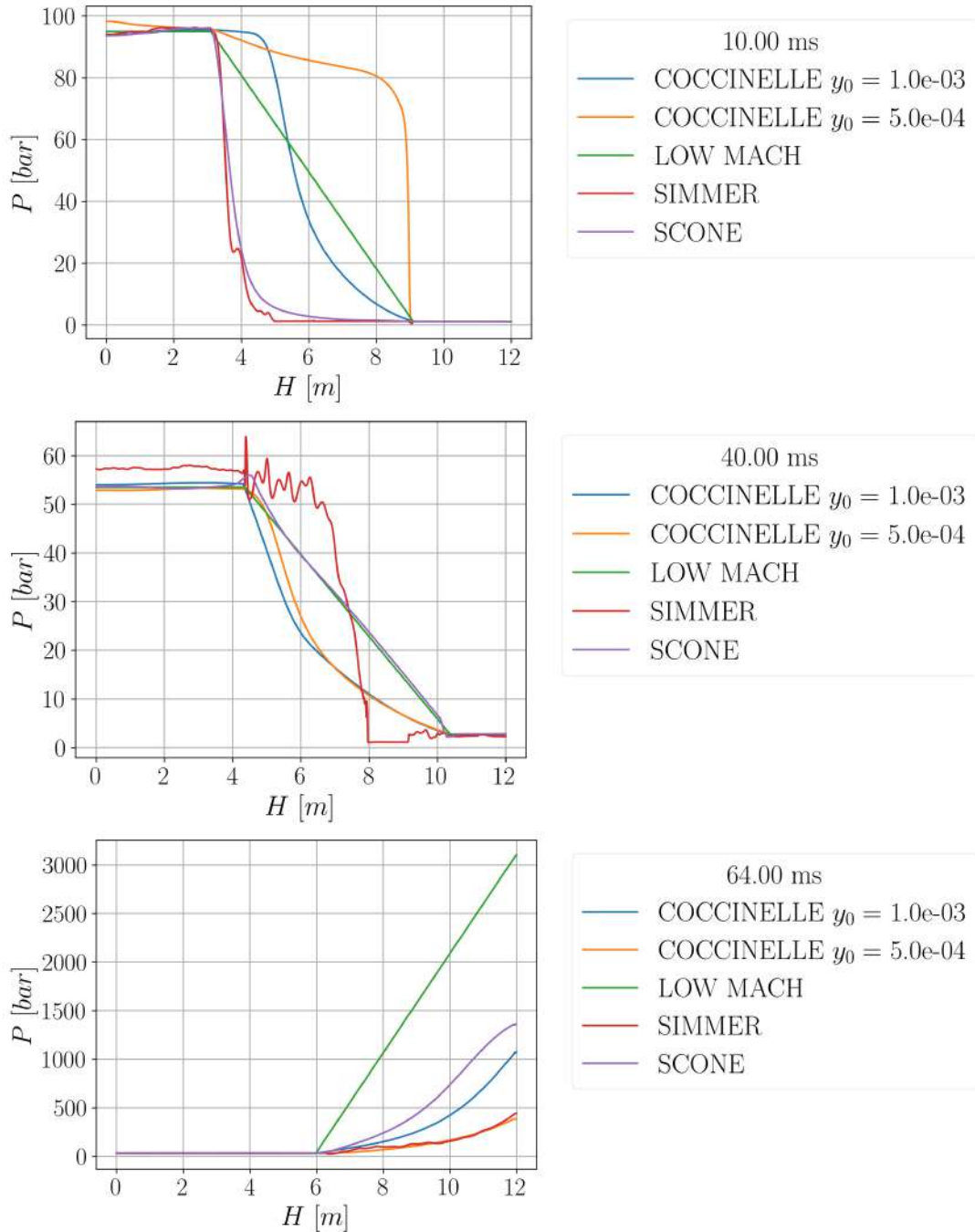


FIGURE 3.8 – Cas Strong, évolution de la pression le long du tube à 3 pas de temps donnés

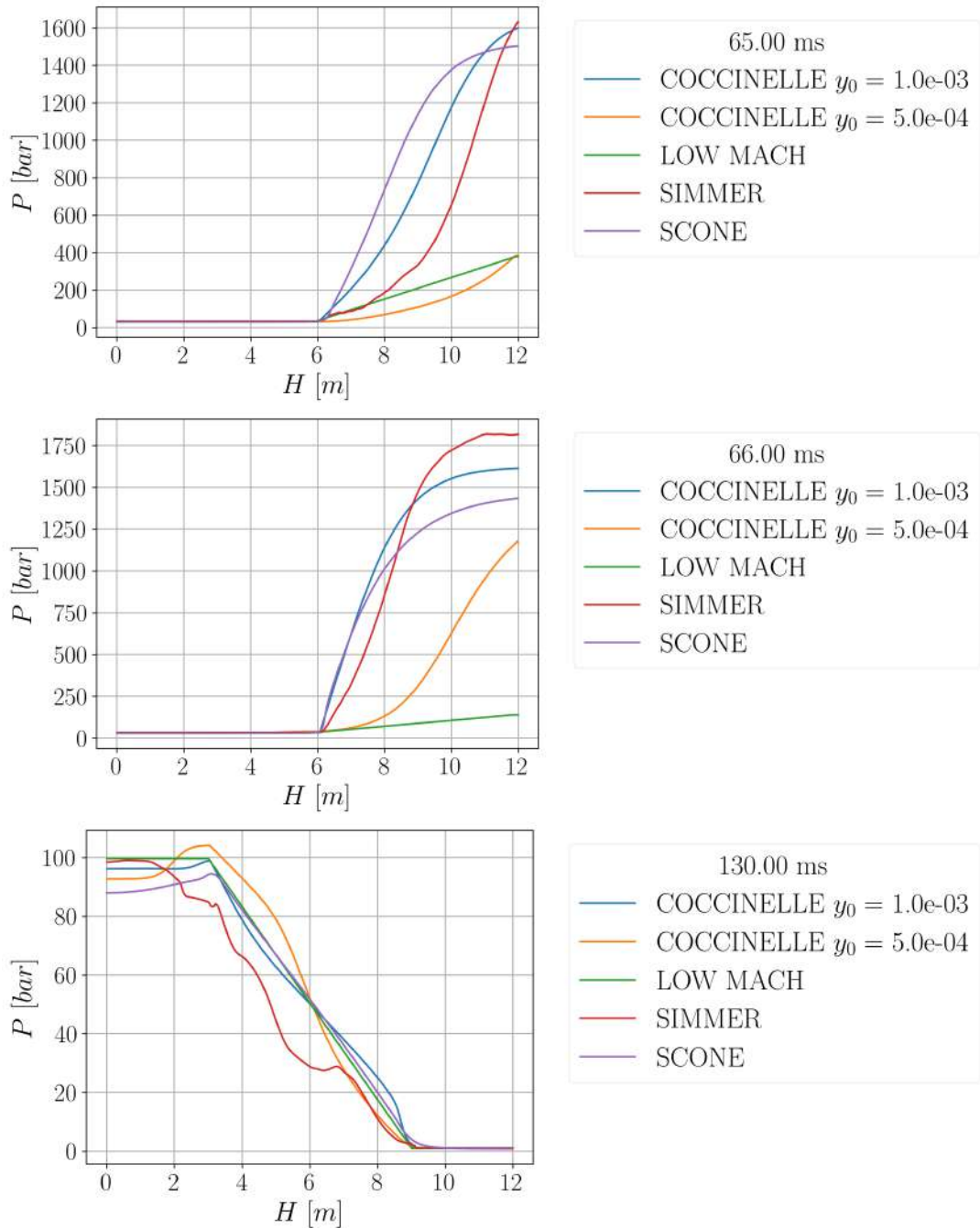


FIGURE 3.9 – Cas Strong, évolution de la pression le long du tube à 3 pas de temps donnés

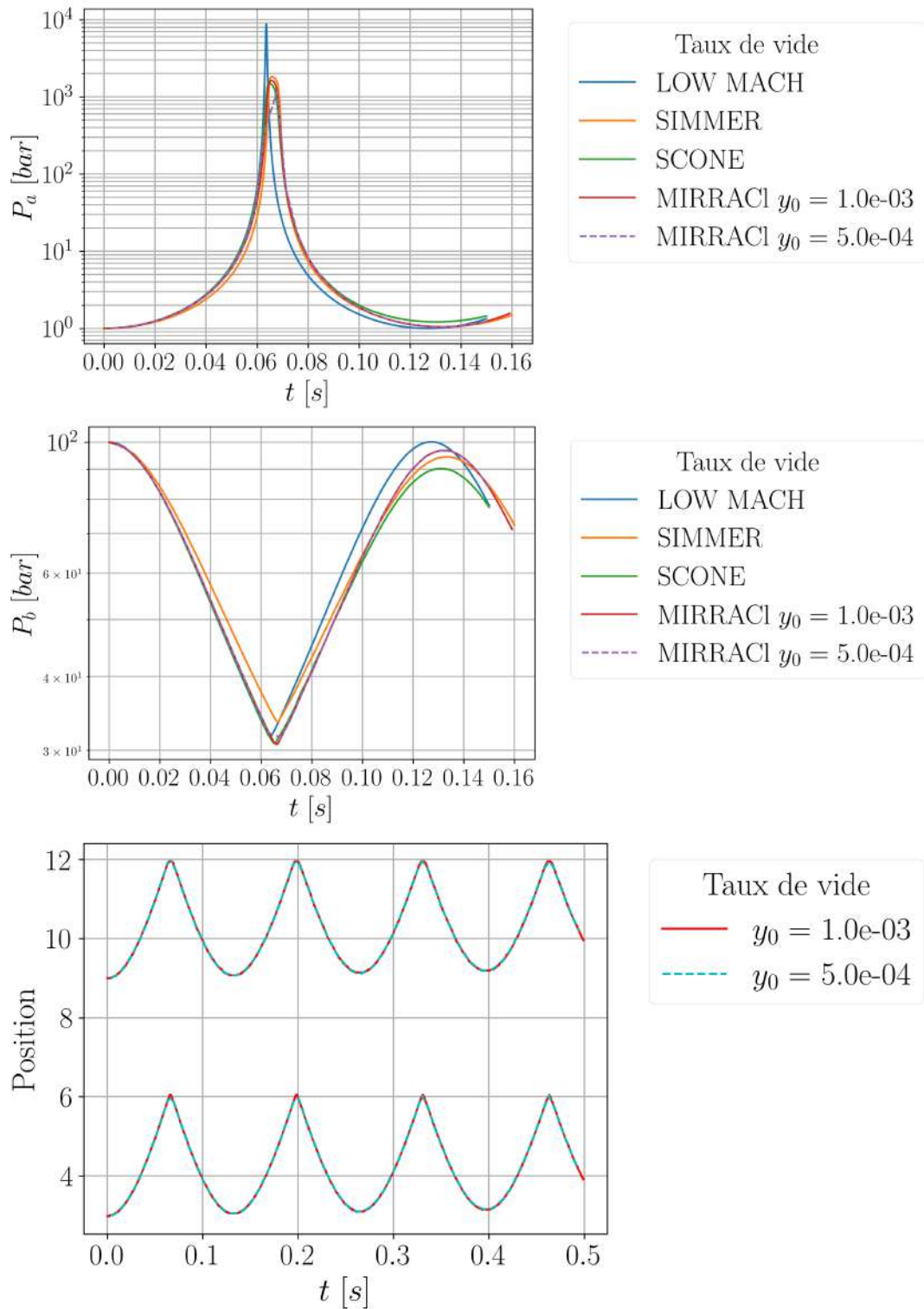


FIGURE 3.10 – Évolution de la pression dans les deux bulles de gaz et des interfaces au cours du temps du cas Strong

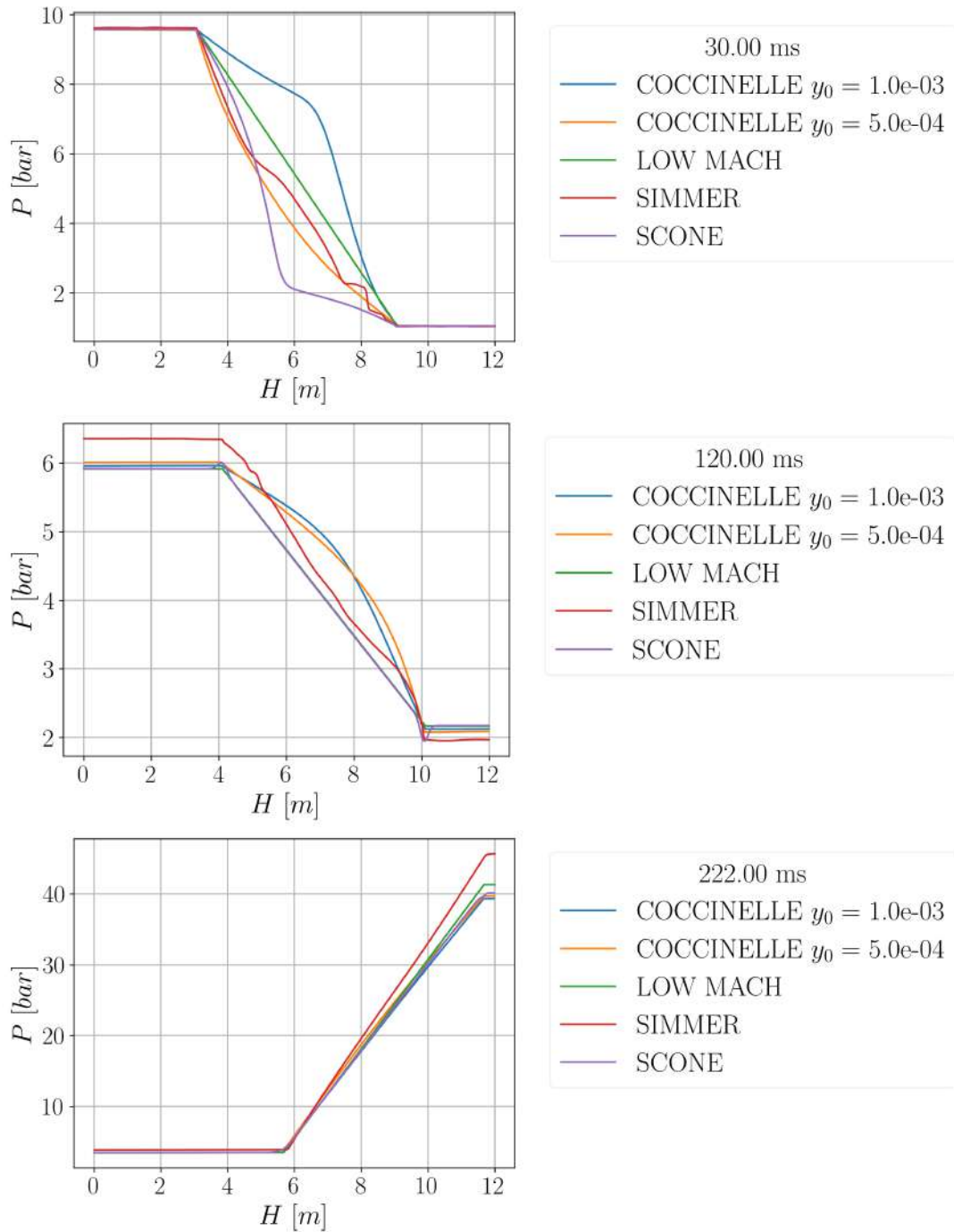


FIGURE 3.11 – Cas Weak, évolution de la pression le long du tube à 3 pas de temps donnés

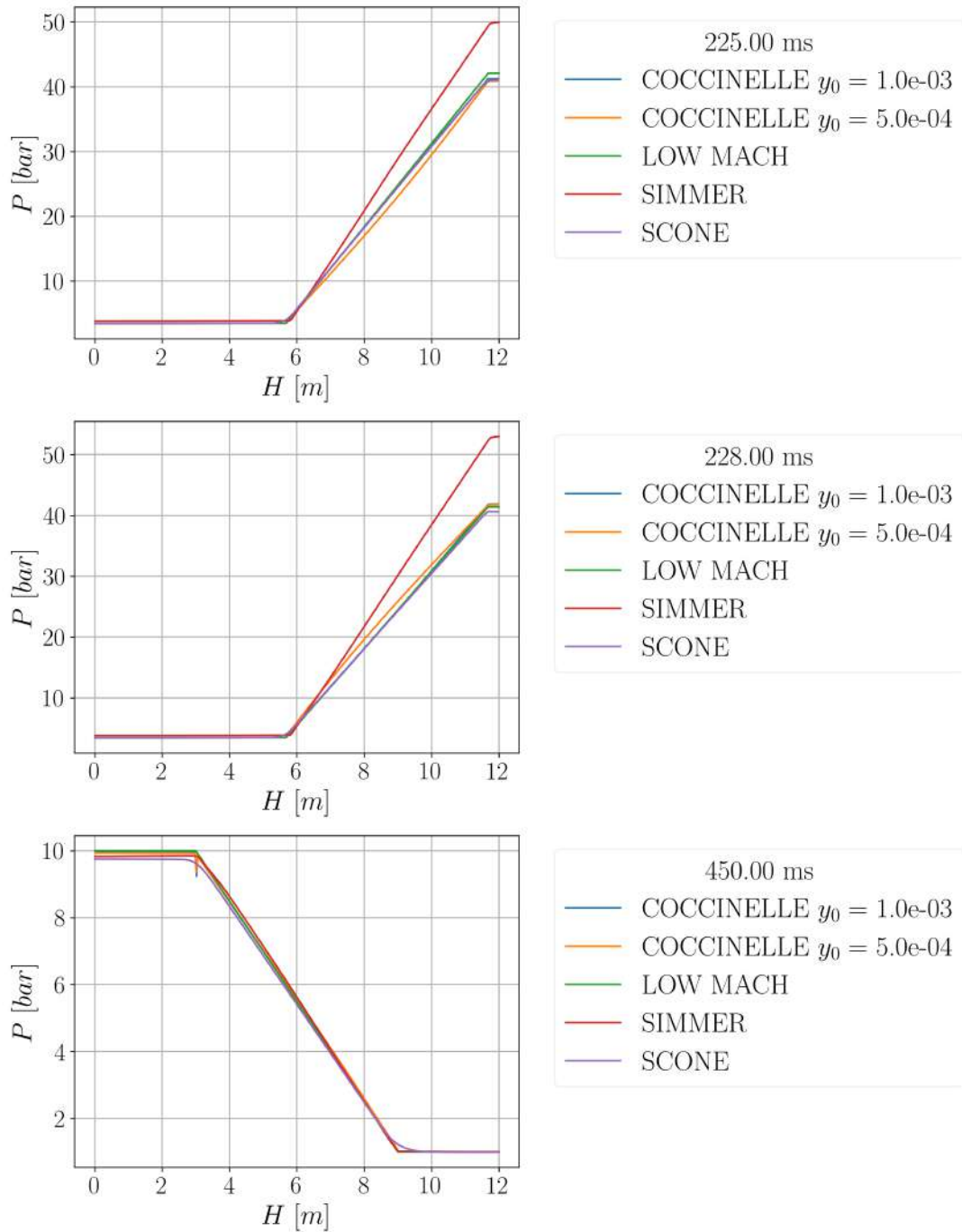


FIGURE 3.12 – Cas Weak, évolution de la pression le long du tube à 3 pas de temps donnés

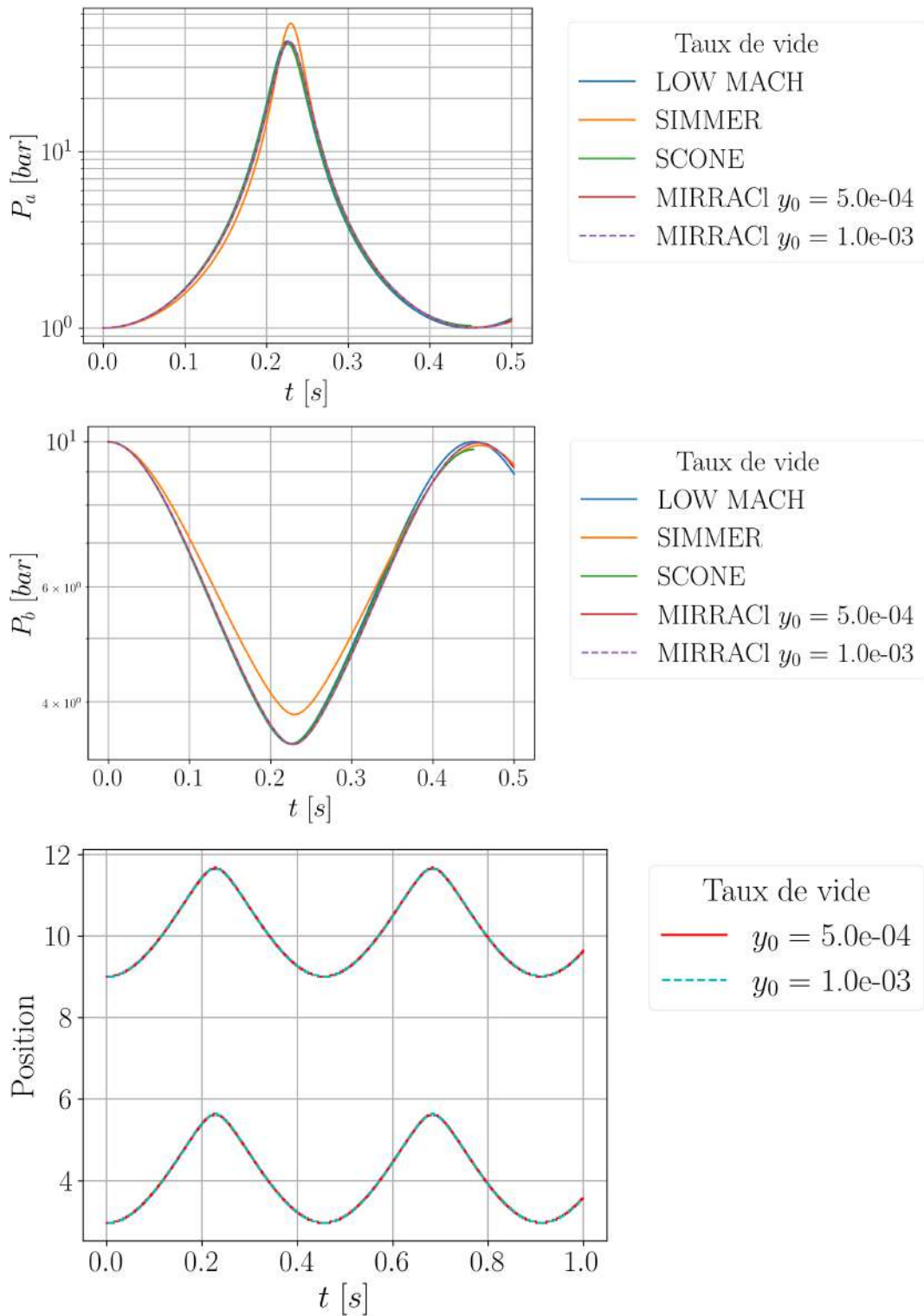


FIGURE 3.13 – Évolution de la pression dans les deux bulles de gaz et des interfaces au cours du temps du cas Weak

3.3.5 Expérience CANON

Présentation de l'expérience

L'expérience CANON [59] est une expérience qui a été réalisée au CEA de Grenoble pour la validation du code CATHARE, sur des situations de flashing. Le dispositif expérimental est constitué d'un réservoir cylindrique équipé d'un convergent au-dessus menant vers une brèche. Un schéma du système est présenté sur la figure 3.14. Dans le dispositif expérimental, l'eau est surchauffée par rapport à la température de saturation associée à la pression extérieure. La pression extérieure est de 1 *bar*, la température de vaporisation est donc de 373 *K*. Les valeurs numériques caractéristiques de l'expérience qui est modélisée ici sont répertoriées dans le tableau 3.3.

Hauteur réservoir Z_r	4483 <i>mm</i>		
Hauteur du convergent Z_c	94 <i>mm</i>	Température T	505 <i>K</i>
Diamètre brèche D_b	5 <i>mm</i>	Pression P	57 <i>bar</i>
Angle du convergent α	3.5 degrés	Pression extérieure P_0	1 <i>bar</i>
Diamètre réservoir D_r	100 <i>mm</i>		

TABLE 3.3 – Caractéristiques de l'expérience CANON

Physique de l'expérience

Ce cas test est difficile à modéliser numériquement car les pas de temps de résolution évoluent beaucoup au cours du calcul, ce qui oblige à avoir des pas de temps adaptatifs. De plus, les phénomènes physiques en jeu sont difficiles à résoudre. Cette première partie a pour objectif de présenter ces phénomènes physiques de façon séparée. Lorsque la brèche est ouverte, l'eau est rapidement éjectée en dehors du réservoir. Le débit d'eau éjecté du réservoir dépend de la pression dans le réservoir mais, lorsque la vitesse du fluide se rapproche de la vitesse du son, le débit d'eau pouvant être éjecté est limité, ce débit est appelé débit critique. On peut voir ceci sur un cas classique de convergent. Reprenons les équations de conservation de la quantité de mouvement et de la masse en régime permanent dans un convergent de section $A(x)$. Ces équations sont établies dans un volume entre x et $x + dx$:

$$\begin{cases} \rho u du + dP = 0 \\ d(\rho u A) = 0 \end{cases} \quad (3.18)$$

En introduisant la vitesse du son qui s'écrit, par définition, $c^2 = dP/d\rho$, ces équations s'écrivent :

$$\begin{cases} u du + c^2 \frac{d\rho}{\rho} = 0 \\ \frac{d\rho}{\rho} = -\frac{dA}{A} - \frac{du}{u} \end{cases} \quad (3.19)$$

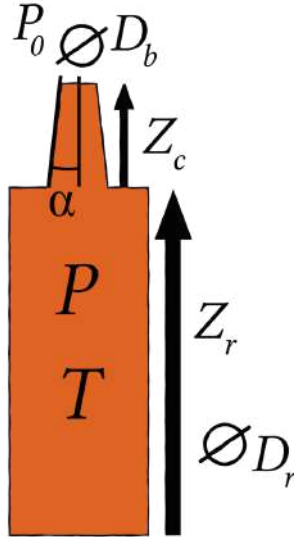


FIGURE 3.14 – Schéma du cas test CANON

$$\Rightarrow \begin{cases} udu = c^2 \left(\frac{dA}{A} + \frac{du}{u} \right) \\ \frac{d\rho}{\rho} = -\frac{dA}{A} - \frac{du}{u} \end{cases} \quad (3.20)$$

$$\Rightarrow \frac{du}{u} = \frac{1}{Ma^2 - 1} \frac{dA}{A} \quad (3.21)$$

Cette équation est connue sous le nom d'équation de Laval ou d'équation des tuyères [60]. Lorsqu'à l'entrée du convergent, le nombre de Mach $Ma = \frac{u}{c}$ est inférieur à 1, la vitesse croît, car $\frac{1}{Ma^2 - 1}$ est négatif. Puis, si la vitesse dépasse la vitesse du son, $\frac{1}{Ma^2 - 1}$ devient positif et donc la vitesse décroît lorsque la section rétrécit. La vitesse du fluide converge donc vers la vitesse du son. Dans le cas où l'eau est complètement liquide, la vitesse du son est très élevée et donc cette situation est rare. Initialement, l'eau étant dans un état surchauffé par rapport à la pression extérieure, elle va rapidement se vaporiser. L'eau étant éjectée, elle est un mélange diphasique liquide/vapeur. Dans l'expérience, le mélange est composé en très grande partie de vapeur. Comme cela sera souligné, une limite de la modélisation de COCCINELLE apparaît, car il n'y a pas de modèle de glissement de phases implémenté. Or, dans un mélange liquide gaz, la vitesse du son est très faible. Dans le cas test CANON, l'eau se vaporise, et donc la vitesse du son devient très faible. En effet, en considérant un mélange liquide gaz homogène, l'évolution de la vitesse du son en fonction de la fraction volumique de gaz évolue comme représenté sur la courbe de la figure 3.15. On observe bien que la vitesse du son décroît très rapidement avec l'apparition de vapeur dans le mélange. Nous allons aussi chercher à vérifier ici si COCCINELLE est capable de prendre en compte cette physique.

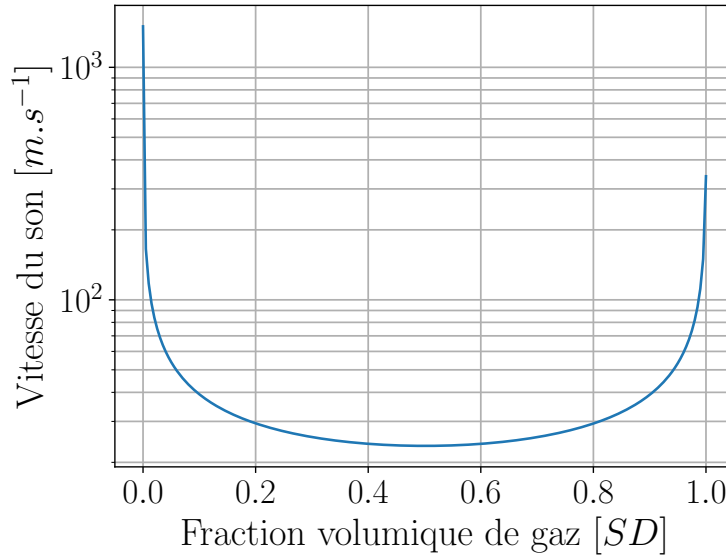


FIGURE 3.15 – Évolution de la vitesse du son dans un mélange eau air

Résultats

Les comparaisons des résultats expérimentaux et des calculs réalisés avec COCCINELLE sont affichés sur la figure 3.16 pour un CANON avec 100 mailles et sur la figure 3.17 pour un CANON avec 50 mailles. On observe dans ces résultats que COCCINELLE est capable de modéliser correctement le transport des ondes de pression, car on observe sur la courbe d'évolution de la pression en bas du CANON que le décrochement de la pression est calculé au bon moment et que le plateau de pression apparaît à la bonne valeur. Mais on observe aussi que la pression en sortie du CANON est mal calculée, un plateau de pression est observé qui n'est pas reproduit dans l'expérience. On observe aussi que, lorsque le nombre de mailles augmente, ce plateau de pression se réduit dans le temps. Mais le plus gros problème de modélisation dans COCCINELLE provient de l'évolution de la masse dans le CANON. On observe que la masse d'eau décroît trop rapidement dans la modélisation COCCINELLE. Le débit d'eau sortant du CANON est surestimé dans la modélisation COCCINELLE. Nous avons supposé que la cause de ceci est que COCCINELLE calculerait mal la vitesse du mélange liquide/vapeur en sortie du CANON en calculant une vitesse supérieure à la vitesse du son dans le milieu. La courbe comparant la vitesse du mélange à la vitesse du son montre que cela n'est pas le cas et que la vitesse calculée reste en dessous de la vitesse du son comme la théorie le demande. Mais la pression calculée en haut du CANON étant sur-estimée par rapport à la pression mesurée dans l'expérience, cela peut engendrer un taux de vide plus faible et donc une vitesse du son calculée plus élevée que la vitesse expérimentale. Malheureusement nous n'avons pas accès à cette valeur, c'est une hypothèse qui peut permettre d'expliquer une partie des différences. Une autre explication provient des pertes de charge. Il est possible que les pertes de charge utilisées dans le calcul de COCCINELLE soient trop faibles par rapport aux pertes de charge réelles, ce qui pourrait engendrer une dépressurisation trop rapide.

Une grande hypothèse qui est faite dans COCCINELLE et qu'il faut rappeler ici est que les deux phases, liquide et vapeur, sont homogénéisées. Dans la réalité, à

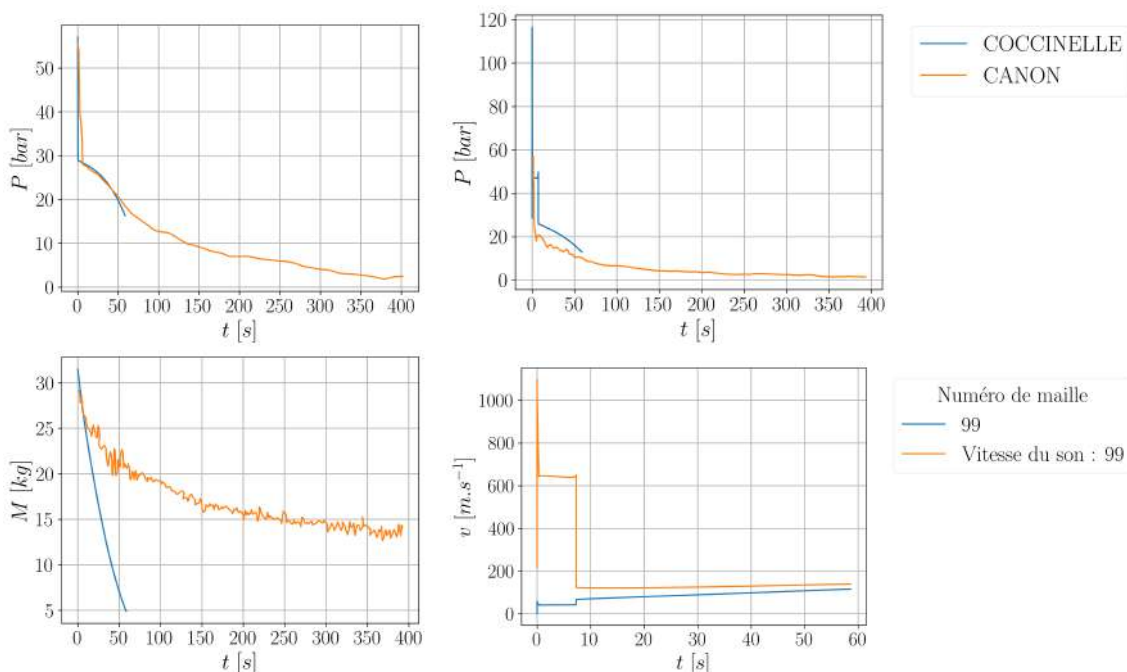


FIGURE 3.16 – Evolution de la pression en bas du CANON, de la pression en sortie du CANON, de la masse totale d’eau dans le CANON, de la vitesse du mélange eau vapeur en sortie de CANON et de la vitesse du son en sortie du CANON pour 100 mailles

cause de la différence de masse volumique (inertie) entre les deux fluides, les vitesses vont grandement diverger. On peut interpréter les différences entre le calcul et l’expérience sous cet angle : au temps court après l’ouverture du CANON, l’eau et la vapeur sont éjectées aux mêmes vitesses, car c’est la propagation des ondes de pressions qui pilote l’éjection de l’eau en dehors du CANON, c’est la phase acoustique. COCCINELLE étant développée pour modéliser précisément cette situation, le début du calcul est correct. Par contre, lorsque l’inertie des liquides devient importante, les différences apparaissent. Cette comparaison n’a donc pas permis de valider le modèle de vaporisation de COCCINELLE pour ce genre de situation. L’objectif de COCCINELLE est de modéliser la phase compressible d’un transitoire d’insertion de réactivité. Cette phase compressible est composée d’une phase acoustique et de la phase inertielle. La modélisation de la vaporisation dans COCCINELLE a pour objectif de calculer une hypothétique phase inertielle qui a une physique assez différente de celle du cas test CANON. Une question importante pour la suite de ces études est de savoir si ce modèle simple suffit à modéliser la phase inertielle de la phase compressible ou si un modèle plus précis doit être utilisé. Dans le premier cas, un cas test de validation devra être réalisé pour vérifier que le modèle développé ici peut modéliser correctement cette phase.

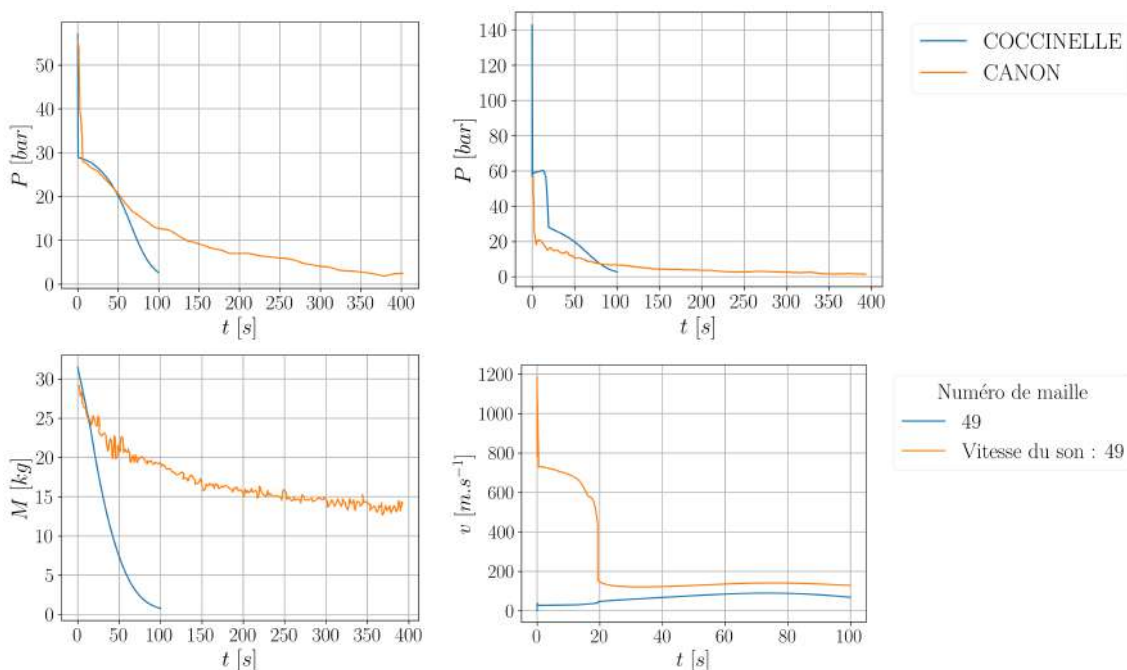


FIGURE 3.17 – Evolution de la pression en bas du CANON, de la pression en sortie du CANON, de la masse totale d’eau dans le CANON, de la vitesse du mélange eau vapeur en sortie de CANON et de la vitesse du son en sortie du CANON pour 50 mailles

3.4. Conclusion et Perspectives

Ce chapitre a permis de présenter COCCINELLE, l’outil de calcul développé pour modéliser les phases compressibles d’insertion de réactivité qui ont été présentées dans la phénoménologie de l’accident d’insertion de réactivité. Cet outil permet de calculer l’évolution de paramètres thermodynamiques dans chacune des mailles de la zone critique du cœur et du réservoir d’expansion (maillé aussi). Il a été vérifié sur des cas tests analytiques tels que le tube à choc ou un cas test avec du sodium. La partie vaporisation a aussi été comparée aux résultats expérimentaux du cas test CANON. Ces différents cas ont permis de vérifier les vitesses des ondes utilisées dans le schéma HLL choisi, de vérifier les calculs avec des situations analytiquement résolubles, de vérifier l’algorithme utilisé pour les suivis d’interface et nous avons aussi mis en lumière les limites de la modélisation de la vaporisation dans COCCINELLE.

L’une des principales limitations de cet outil à l’heure actuelle est le maillage sur lequel les équations sont résolues. Le fait de ne pas avoir une résolution 2D pour ce genre de transitoire ne permet pas de capturer la température maximale atteinte au centre du cœur, ce qui engendre assez probablement une mauvaise prise en compte des contre-réactions neutroniques. Comme le flux neutronique a une forme de fonction de Bessel radialement, les mailles radiales de MOSAICS les plus loin du centre du cœur sont celle ayant le plus grand volume de sel (car elles sont le plus loin du centre et donc ont un rayon plus élevé), mais celles ayant le moins de puissance neutronique. Durant ce genre de transitoire, la différence de température entre le centre et les bords du cœur pouvant être très grande, COCCINELLE ne pourra pas modéliser correctement le moment de début de la vaporisation.

L'outil de calcul COCCINELLE est un outil simplifié, comme nous l'avons vu au cours de cette partie. Ce genre d'outil permettant des calculs rapides devra être comparé avec des outils de plus haute fidélité tels que SIMMER lors des calculs d'insertion de réactivité. En effet, les validations et vérifications qui ont été réalisées avec cet outil ne permettent pas de vérifier le module neutronique ni une modélisation correcte de l'évolution de la pression lors de la hausse de température. Ces phénomènes devront être vérifiés et COCCINELLE devra être calé sur des calculs de haute fidélité.

Chaînage entre la modélisation système et la modélisation du cœur pour les phases compressibles du transitoire d’insertion de réactivité

Après avoir présenté les deux outils de calcul (MOSAICS et COCCINELLE) dans les chapitres précédents, cette partie est dédiée à la présentation de l’approche qui permettra de réaliser l’outil MIRRACI (Modélisation d’Insertion de Réactivité dans les Réacteurs à sels Chlorures) qui est le chaînage entre ces deux outils. Les deux outils de calculs ayant des maillages très différents, cette partie permet de présenter quels sont les transferts de données réalisés. Comme cela a été discuté dans l’introduction lors de la présentation de la phénoménologie de l’accident, les deux phases modélisent des phénomènes physiques très différents et il est nécessaire de disposer de critères pour spécifier quand leur chaînage est nécessaire. Les critères seront aussi discutés sur la base d’études de sensibilités dans ce chapitre.

Contenu du chapitre

4.1	Objectifs et critères	98
4.2	Construction du script de chaînage MIR- RACI	101
4.3	Sensibilités sur les critères de passage phase non-compressible/compressible	106
4.4	Conclusions et perspectives sur l’outil de chaînage	129

4.1. Objectifs et critères

Comme cela a déjà été discuté, l'objectif de l'outil de chaînage est de permettre à MOSAICS de réaliser les calculs incompressibles et la modélisation système puis d'utiliser COCCINELLE pour calculer des transitoires courts lorsque cela devient nécessaire. La modélisation du réacteur dans COCCINELLE ne prendra en compte que la zone critique et le réservoir d'expansion. Un schéma du chaînage est représenté sur la figure 4.1.

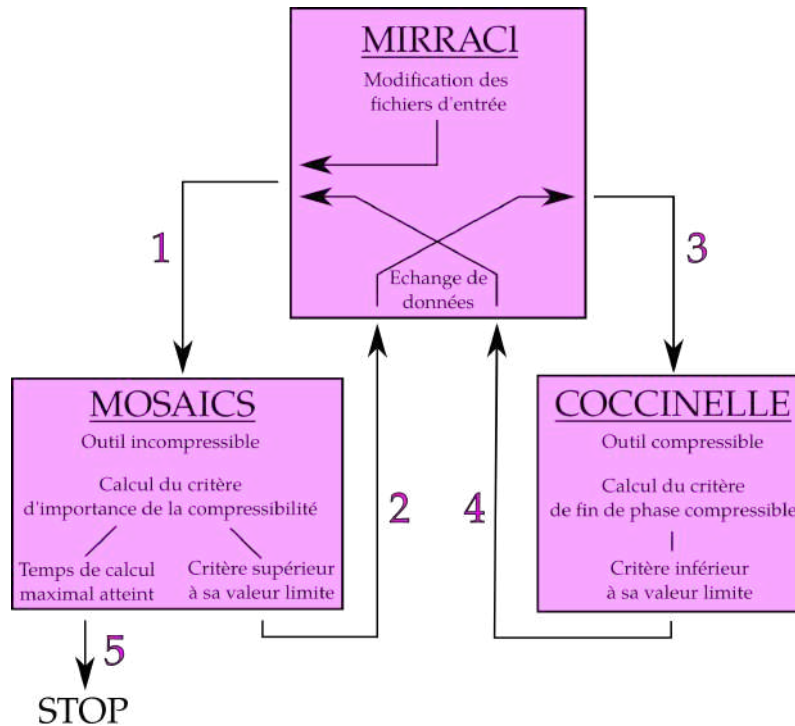


FIGURE 4.1 – Schéma de fonctionnement du chaînage

Comme cela a été discuté dans la section 1.4.3, la modélisation de la phase compressible d'un transitoire complet d'insertion de réactivité est importante dans le cas d'insertions de réactivité très rapides et de grandes ampleurs, car le comportement notamment du fluide dans le circuit combustible est très différent en phase incompressible et en phase compressible. L'outil MOSAICS simule le système complet en incompressible. Ainsi, lorsque l'aspect compressible du fluide devient influent, il est nécessaire de le prendre en compte par l'intermédiaire de l'outil COCCINELLE qui ne simule que la zone critique. La phase compressible étant courte, l'aspect système est supposé inchangé lors du calcul compressible. Un indicateur de la brièveté du transitoire compressible est de comparer le temps du transitoire compressible au temps nécessaire pour remplacer un faible volume (par exemple 1 %) du sel dans la zone critique. Ce temps de circulation s'écrit : $\tau = 0.01 \frac{V_c}{Q}$ avec Q le débit volumique de sel dans le circuit combustible et V_c , le volume du cœur. Les valeurs pour les deux versions du MSFR sont calculées dans le tableau 4.1, dans ce tableau sont aussi affichés les temps des phases compressibles calculées dans les transitoires présentés dans la section 4.3.2. Les temps de calcul compressibles restent inférieurs à ces temps de

remplacement de sel dans la zone critique, ce qui permet de confirmer que le temps calculé des phases compressibles est très bref devant le temps caractéristique du calcul incompressible. De plus, ce calcul ne prend pas en compte qu'il est peu probable que le sel soit remplacé dans la zone critique lors de la phase compressible. La hausse de pression est telle dans la zone critique qu'il est peu probable que les pompes réussissent à pousser le sel lors de ce genre de transitoires. L'objectif est donc de définir les critères qui caractérisent le fait que la compressibilité du fluide n'est plus négligeable et de discuter de leurs limites.

Version	MSFR _f	MSFR _c
$\tau = \frac{0.01V_c}{Q}$	39 ms	17 ms
Temps de la phase compressible	≈ 5 ms	≈ 7 ms

TABLE 4.1 – Comparaison du temps de remplacement de 1 % du sel dans la zone critique devant le temps de calcul de la phase compressible

4.1.1 Critère de transition en phase compressible

Comme cela a été souligné dans le chapitre 2 consacré à MOSAICS, les équations résolues sont simplifiées grâce à l'hypothèse d'incompressibilité du fluide et donc il est nécessaire d'évaluer si l'hypothèse d'incompressibilité est valide ou non à chaque instant du transitoire. Pour obtenir ce critère, on s'intéresse à la définition d'un écoulement incompressible. Dans ce type d'écoulement, la variation de masse volumique est négligeable, ce qui s'écrit :

$$\frac{\delta\rho}{\rho} \ll 1 \tag{4.1}$$

En utilisant la définition de la vitesse du son c_0 , cette inégalité s'écrit :

$$\frac{\delta P}{\rho c_0^2} \ll 1 \tag{4.2}$$

en rappelant la définition de la vitesse du son :

$$c_0 = \sqrt{\frac{\delta P}{\delta\rho}} \tag{4.3}$$

Pour pouvoir calculer un tel critère, il reste à estimer les variations de pression δP au cours du transitoire. En effet, MOSAICS étant un outil incompressible, la pression n'est pas calculée dans chacune des mailles et donc cette valeur doit être estimée. De plus, il semble évident que cette estimation sera liée à la variation de température, car c'est la hausse de température qui engendre la hausse de pression. Pour lier la pression et la température entre elles, considérons un volume de sel chauffé pendant un espace de temps très court. Pendant ce temps, le sel n'a pas le temps de se dilater, c'est-à-dire que la différence entre la masse de sel entrant et la masse de sel sortant reste très faible et donc on écrit que la variation de masse dans ce volume V est nulle :

$$V \frac{\partial\rho}{\partial t} = 0 \tag{4.4}$$

$$\implies \frac{\partial \rho}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial \rho}{\partial P} \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \quad (4.5)$$

Notons α [K^{-1}] la dilatabilité et β [Pa^{-1}] la compressibilité. La compressibilité dépend de la vitesse du son, on peut lier ces deux grandeurs comme suit :

$$\beta = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial P} = \frac{1}{\rho c_0^2} \quad (4.6)$$

A partir de cette grandeur, l'équation 4.5 devient :

$$\frac{\partial}{\partial t}(P) = \left| \frac{\alpha}{\beta} \right| \frac{\partial}{\partial t}(T) \quad (4.7)$$

Le sel dans la zone critique ayant une taille caractéristique L , le liquide commence à se dilater et donc la pression à chuter après un temps $t_c = L/c_0$. L correspond donc à la taille de la zone critique. La variation de pression engendrée par une hausse de température pendant ce temps t_c peut donc être estimée comme :

$$\delta P = \left| \frac{\alpha}{\beta} \right| t_c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.8)$$

Cette augmentation de pression est calculée dans chacune des mailles de la zone critique de MOSAICS. Le critère $\frac{\delta P}{\rho c_0^2}$ est calculé à partir de la valeur maximale de pression calculée à chaque pas de temps dans MOSAICS. Le critère impliquerait que $\frac{\delta P}{\rho c_0^2} \ll 1$ ce que nous avons traduit par $\frac{\delta P}{\rho c_0^2} < a$ si l'écoulement est incompressible.

Avec a , un nombre réel petit devant 1. L'écoulement est compressible si $\frac{\delta P}{\rho c_0^2} > a$. Ce qui s'écrit à l'aide de la compressibilité :

$$\implies |\alpha| t_c \frac{\partial T}{\partial t} > a \quad (4.9)$$

La valeur prise comme référence est $a = 0.01$. Cette valeur étant classique, mais assez arbitraire, il est nécessaire de réaliser des études de sensibilité pour étudier son impact sur le comportement du réacteur. Dans la suite de ce travail, le terme "nombre de Mach équivalent" (noté Ma_{eq} dans la suite) correspond à la quantité physique à gauche de l'inégalité $\left(|\alpha| t_c \frac{\partial T}{\partial t} \right)$, tandis que la valeur seuil du critère correspond à la partie droite de l'inégalité (a). Pour une explication de pourquoi cette expression correspond a un nombre de Mach, voir l'annexe A.

4.1.2 Critère de fin de phase compressible

La modélisation dans COCCINELLE de la phase compressible ne considérant que la zone critique et le réservoir d'expansion sans prendre en compte le transport du sel dans les échangeurs, il ne sera pas physique de réaliser des calculs de transitoire très longs avec cet outil. En effet, au bout d'un certain temps (une certaine fraction du temps de circulation du sel dans le circuit combustible), la zone critique aura une

influence sur le reste du circuit combustible et le sel hors de la zone critique sera poussé dedans. Il est donc nécessaire de définir un critère qui permettra d'arrêter le calcul compressible pour revenir au calcul incompressible. Le critère obtenu ci-dessus est linéaire avec la variation de température et donc linéaire avec la puissance neutronique.

On pourrait imaginer un critère identique au critère précédent pour la fin de la phase compressible présentée. Ceci a été la première idée, mais présente une limite liée au changement de maillage. En effet, le critère est calculé dans MOSAICS pour la maille qui s'échauffe le plus vite. Cette maille est très probablement au centre de la zone critique, car c'est ici que la puissance déposée est la plus élevée. Lors du transfert des données dans COCCINELLE, les grandeurs de cette maille sont moyennées avec les autres mailles à la même hauteur. La puissance volumique par maille axiale calculée dans COCCINELLE décroît donc grandement, car les mailles les plus loin du centre du cœur sont celles avec le plus grand volume et la plus faible puissance déposée. Le critère décroît donc grandement et, en conservant la même valeur seuil, le critère de fin du calcul compressible est immédiatement atteint. Or, comme cela a été discuté précédemment, le critère peut aussi s'exprimer linéairement avec la puissance neutronique totale déposée dans l'ensemble de la zone critique. De manière préliminaire, le critère choisi est donc que la puissance neutronique devienne inférieure à b fois la puissance neutronique au début du calcul compressible. Ce choix est préliminaire et sera revu dans les évolutions futures de MIRRACI. À nouveau une étude de sensibilité sera réalisée autour de ce critère, car cette valeur est arbitraire. Pour les calculs usuels, cette valeur est définie à :

$$b = 0.5 \tag{4.10}$$

Une approche 2D ayant été développée dans COCCINELLE et présentée plus bas, il sera possible, dans les travaux futurs, de calculer le critère de retour en situation incompressible de la même manière que cela est calculé dans MOSAICS si cela s'avérait nécessaire.

4.2. Construction du script de chaînage MIRRACI

Cette partie a pour objectif de définir le fonctionnement du script MIRRACI permettant le chaînage MOSAICS/COCCINELLE. Lors du calcul de MOSAICS, comme cela a été détaillé dans la partie liée à cet outil, le champ de température est calculé à chaque instant et ses valeurs seront transférées à COCCINELLE pour réaliser le calcul compressible. À la fin de la phase compressible, les variables issues de COCCINELLE seront également transférées à MOSAICS. L'ensemble des données thermodynamiques (le champ de température) et des données neutroniques (puissance, réactivité, champs de concentration de précurseurs...) sont transférées. Mais comme cela a été souligné ci-dessus, les deux maillages spatiaux de MOSAICS et COCCINELLE sont différents et les transferts de données doivent éviter les discontinuités d'un code à l'autre.

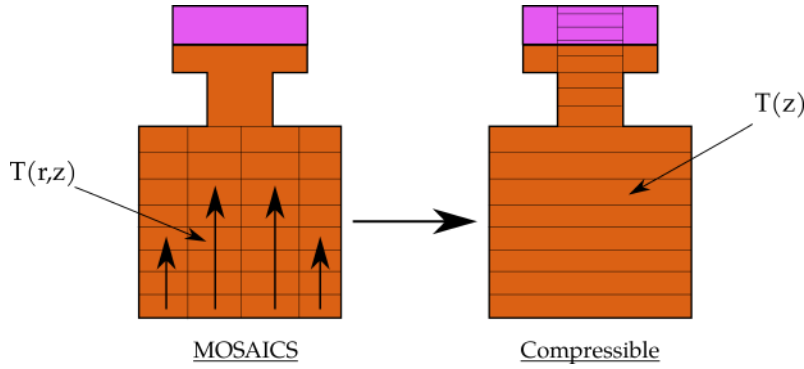


FIGURE 4.2 – Schéma des géométries MOSAICS et COCCINELLE

4.2.1 Passage de MOSAICS vers COCCINELLE

Pour passer de MOSAICS à COCCINELLE, il est nécessaire de moyenner les informations de température. Le maillage axial de COCCINELLE est fait en sorte de correspondre au maillage axial de MOSAICS. Pour avoir une vision claire de ce transfert de données, il a été représenté sur le schéma 4.2.

Sur l'ensemble des mailles axiales, la température calculée est la température moyenne de l'ensemble des mailles radiales de MOSAICS. Notons i les mailles axiales de MOSAICS et COCCINELLE et j les mailles radiales de MOSAICS. Pour la maille i de COCCINELLE, l'enthalpie $h_{c,i}$ dans le volume $V_{c,i}$ est calculée à partir des enthalpies $h_{m,i,j}$ dans les volumes $V_{m,i,j}$:

$$h_{c,i}\rho_{c,i}V_{c,i} = \sum_j h_{m,i,j}\rho_{m,i,j}V_{m,i,j} \quad (4.11)$$

On calcule la valeur d'enthalpie dans chacune des mailles de COCCINELLE à partir des valeurs de MOSAICS. Une fois que les températures sont calculées pour l'ensemble des mailles de COCCINELLE, les concentrations de précurseurs de neutrons retardés sont calculées de la même manière en calculant la quantité totalité de précurseurs avec pour chaque famille k , $c_{c,k,i}V_{c,i} = \sum_j c_{m,k,i,j}V_{m,i,j}$. Dans MOSAICS et COCCINELLE, le calcul de la réactivité est réalisé de manière intégrale, c'est-à-dire qu'à chaque instant, la réactivité est calculée avec l'expression suivante :

$$\rho_n = \alpha_{dop}(T_f - T_{ref}) + \alpha_{den}(\rho_f - \rho_{ref}) + \rho_0 \quad (4.12)$$

Ici, T_f et ρ_f représentent la température et la densité vues par les neutrons, α_{dop} et α_{den} sont les coefficients de contre-réaction Doppler et en densité, ρ_0 est la réactivité insérée, T_{ref} et ρ_{ref} sont les températures et les masses volumiques de références. Or, il est important que le passage d'un code à l'autre n'engendre pas de saut de réactivité, car cela impliquerait une variation de la puissance neutronique non physique. Il est donc nécessaire de conserver, lors du passage de MOSAICS vers COCCINELLE, les apports de réactivité. La température T_f et la densité ρ_f étant fixées par la conservation de l'enthalpie lors du transfert d'informations vers COCCINELLE, pour pouvoir conserver les contre-réactions Doppler et densité, ce

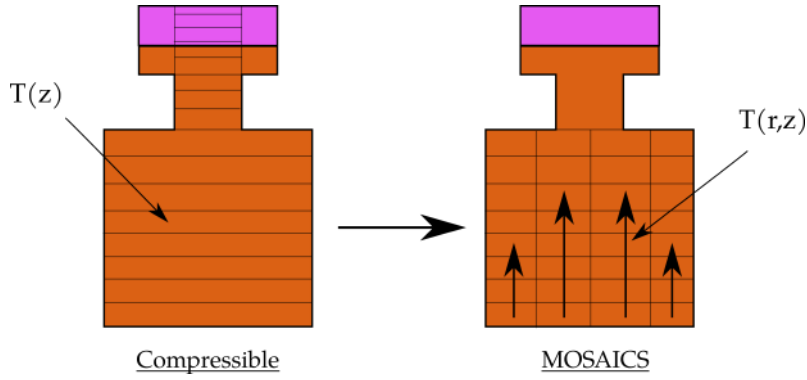


FIGURE 4.3 – Schéma des géométries MOSAICS et COCCINELLE

sont les valeurs T_{ref} et ρ_{ref} qui seront modifiées :

$$\begin{cases} T_{ref}^{COCCINELLE} = T_f^{COCCINELLE} - \frac{[\alpha_{dop}(T_f - T_{ref})]^{MOSAICS}}{\alpha_{dop}} \\ \rho_{ref}^{COCCINELLE} = \rho_f^{COCCINELLE} - \frac{[\alpha_{den}(\rho_f - \rho_{ref})]^{MOSAICS}}{\alpha_{den}} \end{cases} \quad (4.13)$$

4.2.2 Passage de COCCINELLE vers MOSAICS

Une fois que le calcul compressible est terminé, il est important de revenir vers le calcul système qui modélise le réacteur à l'échelle système. En effet, COCCINELLE ne permettant de calculer que la zone critique et le réservoir d'expansion, il ne permet pas de calculer les transitoires longs nécessitant la modélisation du transport du sel de la zone critique vers les secteurs. De plus, même si COCCINELLE était capable de modéliser les secteurs, le temps de calcul nécessaire pour modéliser un même transitoire est beaucoup plus long avec COCCINELLE qu'avec MOSAICS, ce qui est réhibitoire pour un objectif de temps de calcul court (de l'ordre de l'heure). Pour transférer les données de COCCINELLE à MOSAICS, des opérations sont à effectuer pour retrouver le maillage tel qu'il est représenté sur la figure 4.3.

Pour transférer correctement les données de COCCINELLE vers MOSAICS, il faut transformer les variables connues sur un maillage 1D en variables sur un maillage 2D. En supposant que, durant la phase compressible, le profil de flux est connu, il existe une méthode simple pour transférer la hausse de température engendrée par la phase compressible. Nous supposons que le transport du sel durant la phase compressible n'a pas été suffisant pour déformer la nappe de température engendrée par le dépôt de puissance neutronique qui existait en incompressible. À l'aide de cette hypothèse, on peut, dans chaque maille i, j de MOSAICS, calculer la hausse d'enthalpie $\delta h_{m,i,j}$ à partir de la hausse d'enthalpie durant le calcul compressible de COCCINELLE $\delta h_{c,j}$. Contrairement à précédemment, j représente les mailles axiales et i les mailles radiales de MOSAICS. Dans chacune des mailles, la hausse d'enthalpie sera calculée comme :

$$\delta (V_{m,i,j} \rho_{m,j,i} h_{m,i,j}) = \frac{\int_{V_{m,i,j}} \phi dV}{\int_{V_{c,j}} \phi dV} \delta (V_{c,j} \rho_{c,j} h_{c,j}) \quad (4.14)$$

En calculant aussi la variation de masse dans chacune des mailles :

$$\delta (V_{m,i,j}\rho_{m,i,j}) = \frac{V_{m,i,j}}{V_{c,j}}\delta (V_{c,j}\rho_{c,j}) \quad (4.15)$$

On peut calculer l'enthalpie massique dans chacune des mailles de MOSAICS après le calcul compressible. À l'aide de cette valeur d'enthalpie, il est aisé de calculer la température pour relancer le calcul système. Ceci permet de redistribuer la hausse de température, déposée durant le calcul COCCINELLE, sur l'ensemble des mailles radiales de MOSAICS en respectant le profil de dépôt de puissance. Les températures dans les autres éléments du système (les secteurs, le circuit intermédiaire...) sont celles calculées avant le passage en phase compressible. Pour les mêmes raisons qu'expliquées dans la partie précédente, il est nécessaire de conserver, lors du changement d'outil, les contre-réactions neutroniques. Or, la situation est légèrement différente dans MOSAICS, car les calculs de transitoires commencent toujours par un calcul de phase incompressible, donc les valeurs de T_{ref} et ρ_{ref} sont connues. De brusques variations de réactivité d'un code à l'autre engendrent de grandes variations de puissance neutronique qui ne sont pas physiques, et qu'il faut donc éviter. Pour éviter ces variations de puissance, les valeurs de T_{ref} et ρ_{ref} sont modifiées pour éviter une discontinuité de réactivité. Pour retrouver aux temps longs les températures et masses volumiques de référence, les valeurs de T_{ref} et ρ_{ref} sont progressivement modifiées jusqu'à revenir aux valeurs calculées dans le premier calcul incompressible par une exponentielle décroissante. Le temps de décroissance est de l'ordre de grandeur de la circulation du sel dans la zone critique pour que cette modification soit lente et n'engendre pas de grandes variations de puissance.

4.2.3 Approche 2D dans COCCINELLE

COCCINELLE a été développé pour la modélisation 1D de la zone critique du MSFR. Or, le flux neutronique a une forme radiale et axiale. Le flux neutronique est piqué au centre du cœur et la puissance neutronique est plus élevée au centre du cœur que sur les bords du cœur.

La modélisation 1D dans COCCINELLE ne peut reproduire la hausse maximale de température à cause de son maillage. Le flux neutronique ayant une forme piquée au centre du cœur, la température du sel augmente plus au centre du cœur que sur les bords. La modélisation 1D de COCCINELLE engendre une homogénéisation de l'enthalpie sur toutes les mailles radiales tel que nous l'avons vu lors du transfert des données depuis MOSAICS. Les volumes de sel les plus loin de la zone centrale du cœur sont les volumes les moins chauffés, mais aussi les plus volumineux.

Au moment du transfert de données de COCCINELLE dans MOSAICS, la hausse d'enthalpie totale calculée dans chaque maille de COCCINELLE est transférée en grande partie dans les mailles centrales du cœur.

Après un calcul compressible, en particulier dans le MSFR_c, la hausse d'enthalpie au centre de la zone critique est telle que l'enthalpie peut-être supérieure à l'enthalpie de vaporisation. Si la vaporisation est dépassée lors du transfert de données, il faut que la vaporisation soit modélisée dans COCCINELLE.

Pour pouvoir modéliser le pic de température radial dans COCCINELLE, une approche 2D a été ajoutée pour la prise en compte du profil radial de température

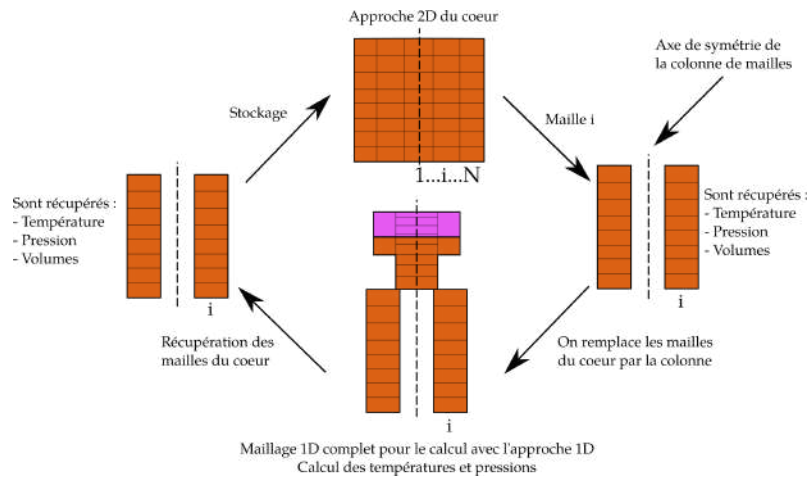


FIGURE 4.4 – Schéma de la méthode pour le calcul du maillage 2D. Chaque colonne de maille 2D est utilisée successivement pour le calcul de COCCINELLE. Les colonnes de fluide étant toroïdales, elles sont représentées par deux colonnes sur ce schéma.

dans COCCINELLE.

L'approche 2D est réalisée pour le besoin de prendre en compte la hausse de température radiale, elle est utilisée pour calculer correctement l'évolution de la température. L'algorithme développé et présenté dans le chapitre 3 est utilisé à tour de rôle avec l'ensemble des colonnes de sel de l'approche 2D de COCCINELLE. Il n'y a pas d'échange de sel entre les différentes colonnes de COCCINELLE. Ceci est résumé sur le schéma 4.4.

Pour calculer l'évolution de la vitesse, le maillage 1D présenté dans la partie dédiée à COCCINELLE est utilisé. La vitesse calculée est donc uniquement axiale et non radiale. La vitesse étant déterminée par la pression, la pression dans le maillage 1D est calculée en faisant des moyennes de pression dans les différentes mailles radiales à la même hauteur que la maille axiale. Ce calcul de pression permet de calculer l'évolution de la vitesse le long du maillage 1D. Vitesses qui seront ensuite utilisées pour le calcul des différentes colonnes de l'approche 2D. Le schéma 4.5 résume cette opération. Cette méthode de calcul de la vitesse est utilisée lorsque le sel reste liquide. Lorsque le sel arrive en phase de vaporisation, la pression utilisée pour calculer l'évolution de la vitesse axiale est celle des mailles en vaporisation. En effet, l'objectif dans ce cas précis est de calculer correctement l'éjection du sel lors de la vaporisation.

Les résultats sur les approches 1D et 2D de COCCINELLE sont suspectés d'être assez différents. Comme cela a été mentionné, les contre-réactions sont très sensibles à la modélisation radiale de la zone critique. Des comparaisons entre les versions 1D et 2D de COCCINELLE sont réalisées dans la suite de ce chapitre.

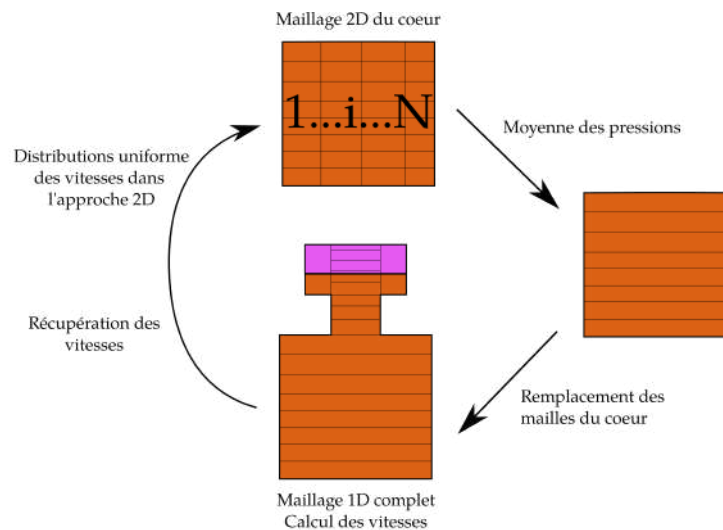


FIGURE 4.5 – Schéma de la méthode du calcul des vitesses

4.3. Sensibilités sur les critères de passage phase non-compressible/compressible

Cet outil de chaînage permet de faire les calculs chaînés dans un transitoire d'insertion de réactivité. Les valeurs choisies pour le déclenchement du transitoire étant arbitraires, il est important de caractériser ce Ma_{eq} (défini au début de ce chapitre) pour savoir si leurs variations engendrent de grands changements dans le comportement du réacteur. Si tel est le cas, il est très important d'explorer plus en profondeur quelle valeur seuil de Ma_{eq} est nécessaire. Fixer ce critère avec des outils de calculs compressibles de haute fidélité (outils tels qu'Europlexus) est très important. Si ça n'est pas le cas, l'impact est moindre. Les calculs de cette section ont pour objectif de trancher cette question.

4.3.1 Caractérisation du Ma_{eq}

Les transitoires de passage en phase compressible seront étudiés dans la partie suivante et la physique de ce genre de transitoires y est discutée en détail. D'après ce qui a été discuté sur la phénoménologie du transitoire d'insertion de réactivité, il est aisé de se figurer que ces phases de transitoires d'insertion de réactivité engendrent un comportement du réacteur bien différent de celui en phase incompressible. Il est donc important d'avoir une idée précise du type d'insertions de réactivité qui peut engendrer des phases compressibles. Pour caractériser ce Ma_{eq} , des rampes et des marches de réactivité ont été calculées. Ce Ma_{eq} doit être vu comme une mesure de l'importance de la compressibilité. Des calculs séparés doivent être réalisés pour avoir une compréhension du comportement du sel en phase compressible.

Des insertions de réactivité de type marche et de type rampe sont calculées pour étudier les différences de comportement des réacteurs. Pour des insertions de réactivité de 1000 pcm en 0.1 s (de type rampe) et instantanées (de type marche), l'évolution du Ma_{eq} calculé par MOSAICS pour le MSFR de référence est tracée sur

la figure 4.6. On observe que le comportement du réacteur est très différent pour une insertion de type rampe et de type marche lorsque la puissance du réacteur varie. Dans le cas d'une marche de réactivité, l'évolution du Ma_{eq} est toujours la même, quelle que soit la puissance du réacteur, la seule variation est l'emplacement temporel du pic. Dans les insertions de type rampe, lorsque la puissance neutronique est faible au début du transitoire, le Ma_{eq} atteint des valeurs beaucoup plus élevées lorsque la puissance est faible au début du transitoire. Pour comprendre cette différence de situation, l'évolution des puissances neutroniques est affichée sur la figure 4.7 et l'évolution de réactivité sur les figures 4.8. On observe que l'évolution du Ma_{eq} est corrélée à l'évolution de la puissance neutronique. Dans les insertions de type marche, la puissance maximale est toujours la même, quelle que soit la puissance au début du transitoire. Pour les insertions de type rampe, la puissance neutronique maximale atteinte est plus élevée lorsque la puissance neutronique est faible au début du transitoire, de même que pour le Ma_{eq} . Il est nécessaire d'expliquer ces différences.

Lorsque la puissance au début du transitoire est plus faible au début du calcul, il faut plus de temps pour que la puissance augmente et engendre une variation de la température. Si la puissance neutronique est élevée, elle a besoin de peu varier pour engendrer une variation de température et donc une contre-réaction. Si la puissance neutronique est faible au début du transitoire, elle a un grand retard sur la puissance nécessaire pour faire varier la température et engendrer une contre-réaction neutronique, ce qui explique le décalage entre les pics de puissances de l'insertion de type marche.

Pour une insertion de type rampe, l'évolution du Ma_{eq} est très différente de l'insertion de type marche en fonction de la puissance initiale. Une manière de comprendre cette différence est de la voir en termes de retard par rapport à la réactivité insérée, tout comme l'interprétation qui a été donnée pour l'insertion de type marche. Plus la puissance neutronique est faible au début du transitoire, plus le pic de puissance (et donc de valeur du Ma_{eq}) est tardif. Ce retard se traduit par une réactivité plus grande à compenser lorsque la puissance neutronique atteint des valeurs suffisantes pour faire varier la température significativement. On observe ces différences de réactivité maximale calculée sur la figure 4.8. Plus la puissance neutronique est faible au début du transitoire, plus la réactivité maximale atteinte est élevée. Donc la puissance maximale atteinte sera plus élevée. Plus la puissance initiale est faible, plus le Ma_{eq} calculé atteint des valeurs élevées durant le transitoire. Ceci sera plus discuté dans le chapitre 5 dédié aux études réacteurs, mais ce résultat pose des questions sur l'état sûr d'un réacteur à puissance très faible.

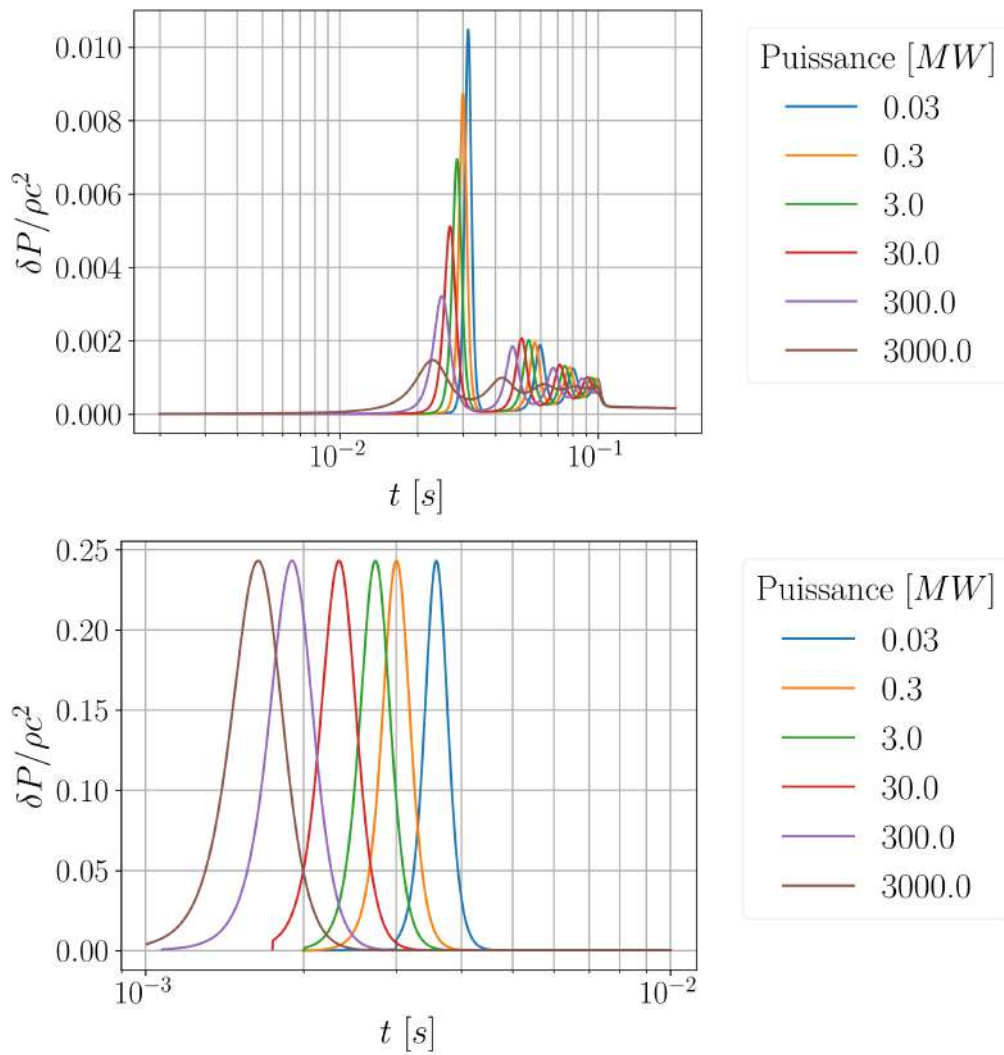


FIGURE 4.6 – Évolution du Ma_{eq} calculé par MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s (en haut) et de 1000 pcm instantanée (en bas), pour différentes puissances initiales

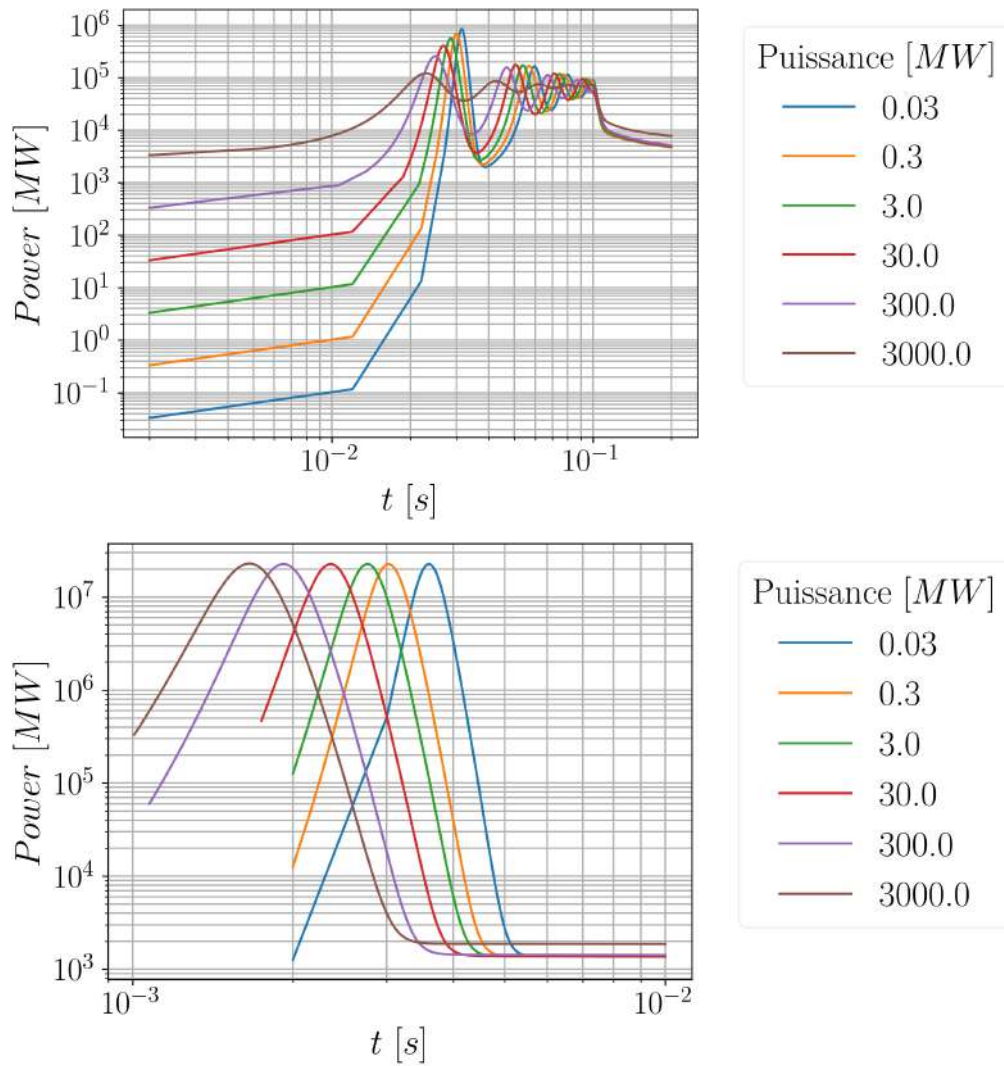


FIGURE 4.7 – Évolution de la puissance neutronique calculée par MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s (en haut) et de 1000 pcm instantanée (en bas), pour différentes puissances initiales

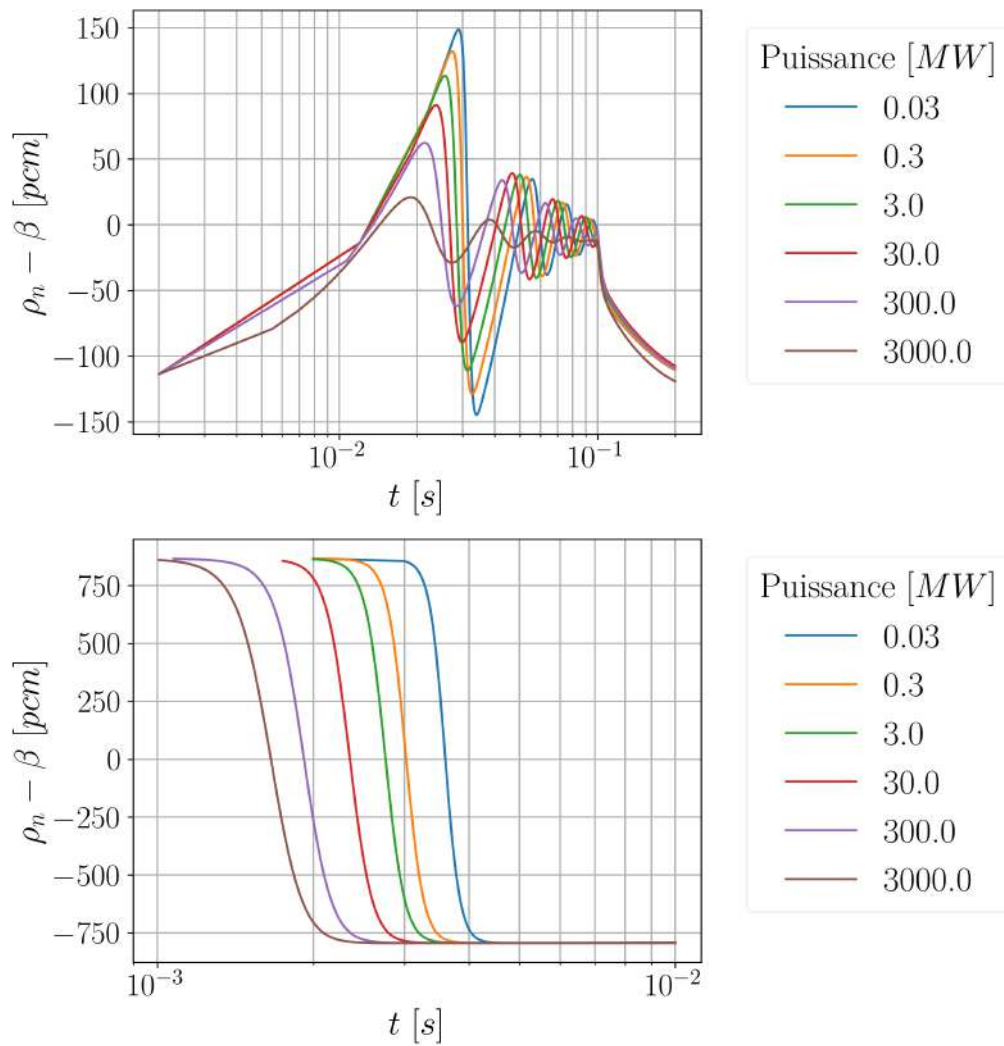


FIGURE 4.8 – Évolution de la réactivité calculée par MOSAICS pour une insertion de 1000 pcm en 0.1 s (en haut) et de 1000 pcm instantanée (en bas), pour différentes puissances initiales.

Pour caractériser le Ma_{eq} de passage en phase compressible, plusieurs calculs sont réalisés avec MOSAICS seul. L'objectif de cette section est d'avoir une idée des transitoires dans lesquels la prise en compte de la phase compressible est importante. La phase compressible doit être modélisée si le maximum du Ma_{eq} calculé devient supérieur à la valeur seuil de la phase compressible : 0.01. Plusieurs insertions de réactivités sont réalisées pour avoir une idée de la valeur maximale du Ma_{eq} calculé en fonction de la rampe de réactivité insérée. La puissance initiale du réacteur semble être un paramètre important et donc le Ma_{eq} est paramétré en fonction de la puissance neutronique. Comme nous nous intéressons aux versions chlorures et fluorures du MSFR de référence, le Ma_{eq} est étudié sur les deux concepts. Les résultats pour des marches d'insertion de réactivité sont affichés sur la figure 4.9. On observe à nouveau que, quelle que soit la puissance du réacteur, la valeur maximale du Ma_{eq} est toujours la même pour une même réactivité insérée. On observe que, pour la même insertion de réactivité, la valeur maximale du Ma_{eq} est deux fois plus élevée dans le cas d'un cœur chlorure que dans le cas du cœur fluorure. Ces différences sont dues aux propriétés des sels. Ceci est donc un argument supplémentaire qui souligne que la phase compressible est plus importante à modéliser pour un cœur chlorure que pour un cœur fluorure.

Les résultats pour des rampes de réactivité sont affichés sur la figure 4.10. Pour ces calculs, on observe à nouveau que, plus la puissance est faible au début du transitoire, plus le Ma_{eq} atteint des valeurs maximales élevées. Lorsque le réacteur est dans un état de faible puissance, il semble qu'il soit plus probable que des accidents impliquant des phases compressibles puissent apparaître comme cela est observé dans les résultats.

Les phases compressibles semblent être plus probables dans un réacteur en sel chlorure que dans un réacteur en sel fluorure. Or, dans l'expression du Ma_{eq} , deux choses interviennent : le type de sel et la géométrie du réacteur. La première dans l'évolution de la température et la valeur de la dilatabilité, la seconde dans l'expression de t_c (voir équation 4.9), où la hauteur du cœur L intervient. Au vu des résultats précédents, la question de savoir si les différences entre les concepts chlorures et fluorures viennent du sel ou de la géométrie est légitime. Comme les réacteurs chlorures peuvent avoir des volumes beaucoup plus grands (voir 1.5 pour la comparaison des tailles), la réponse à cette question est d'autant plus importante. Pour avoir une compréhension un peu plus fine de ce phénomène, un calcul a été réalisé avec le MSFR_c, mais en prenant la valeur de t_c (temps, caractéristique utilisé pour le calcul du Ma_{eq}) du réacteur fluorure. Cela ne permet pas de se débarrasser de toutes les contraintes géométriques, mais cela permet de les restreindre en partie. Les résultats sont affichés sur la figure 4.11. On observe, en comparant aux résultats précédents, que les valeurs maximales de Ma_{eq} sont plus faibles que pour les calculs en cœur chlorure, mais plus élevées que celles en cœur fluorure. Ceci implique que la géométrie du cœur et en particulier sa taille influe grandement sur la valeur du Ma_{eq} . Mais cela n'est pas suffisant pour expliquer les différences entre le cœur chlorure et le cœur fluorure, les propriétés du sel influent aussi, en particulier la dilatabilité qui est plus grande en chlorure qu'en fluorure.

Pour étudier le lien entre les paramètres neutroniques et l'importance de la compressibilité, les calculs présentés sur la figure 4.12, ont été réalisés avec la version

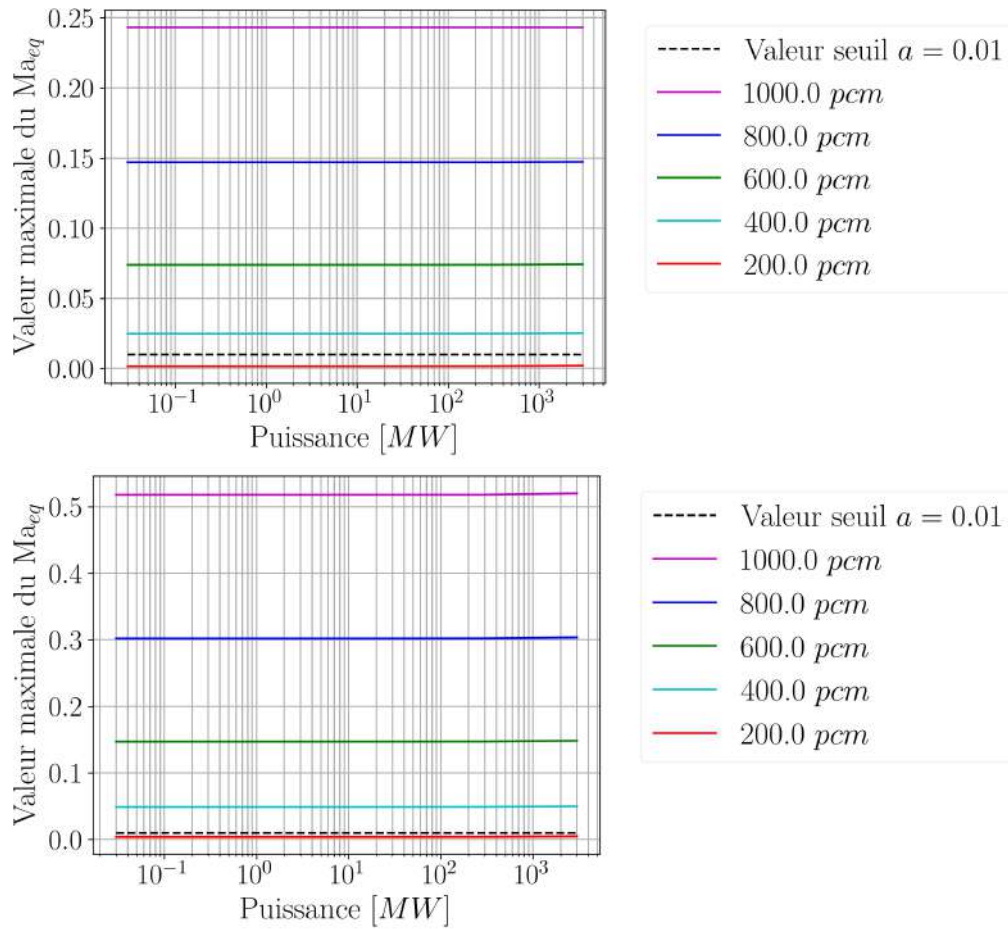


FIGURE 4.9 – Évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} en fonction de la puissance du cœur pour plusieurs marches de réactivité insérées : fluorure en haut, chlorure en bas.

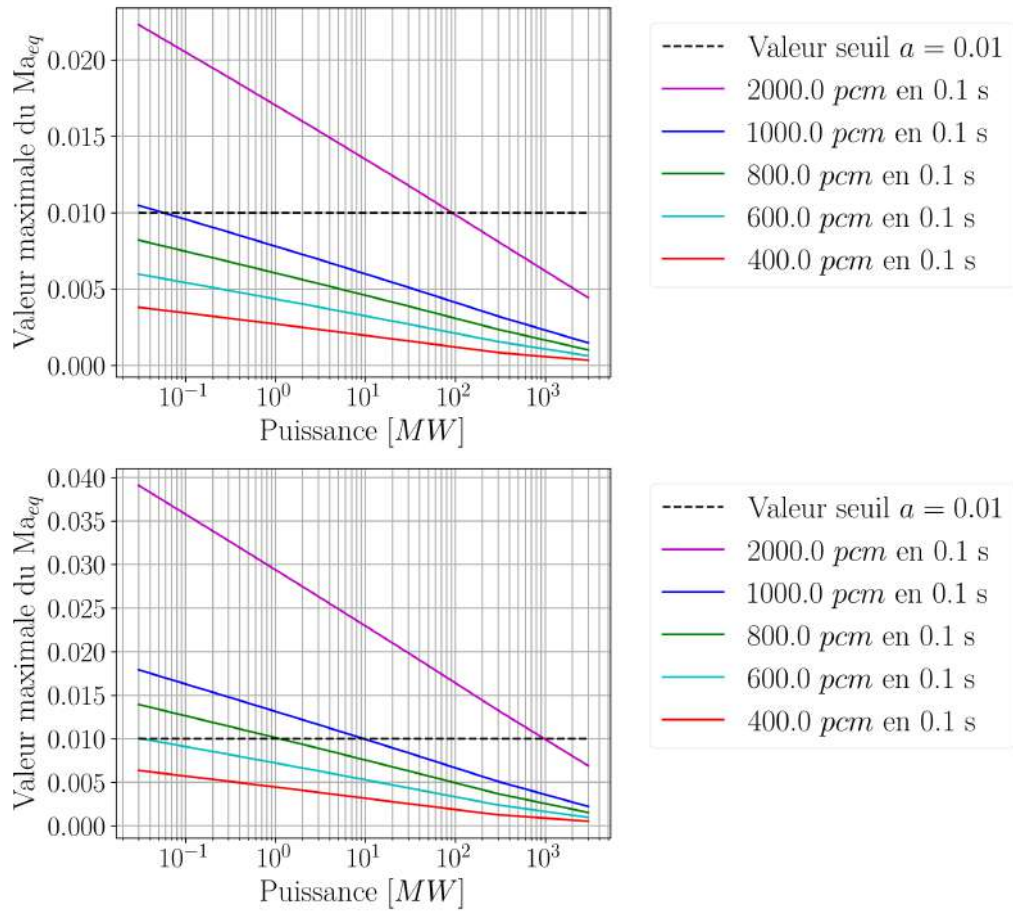


FIGURE 4.10 – Évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} en fonction de la puissance du cœur pour plusieurs rampes de réactivité insérées : fluorure en haut, chlorure en bas.

chlorure du MSFR, mais avec les propriétés neutroniques de la version fluorure (voir tableau 1.6). On observe dans cette situation que la valeur maximale du Ma_{eq} est plus élevée avec les propriétés neutroniques de la version fluorure qu'avec les propriétés neutroniques du sel chlorure. Ceci est dû à la perte de contre-réactions neutroniques entre les propriétés neutroniques chlorure et les propriétés neutroniques fluorure (la contre-réaction totale chlorure est plus élevée que la contre-réaction fluorure). Les propriétés physico-chimiques du sel semblent avoir un grand impact sur l'évolution de la valeur du Ma_{eq} , surtout la dilatabilité α qui a pour valeur $21 \times 10^{-5} K^{-1}$ pour la version fluorure et $28 \times 10^{-5} K^{-1}$ pour la version chlorure.

La valeur maximale calculée du Ma_{eq} dépasse la valeur de déclenchement dans presque tous les calculs de marche d'insertion de réactivité, sauf pour l'insertion de 200 pcm. On observe avec cette conclusion que, pour que la compressibilité soit importante dans la modélisation du réacteur, il est nécessaire, mais non suffisant, d'être en situation de criticité prompte (on rappelle que la marge à la criticité prompte est de ≈ 127 pcm pour le MSFR_f). Pour les insertions de type rampe, il est nécessaire d'avoir des puissances faibles pour atteindre le Ma_{eq} de passage en phase rapide pour les rampes de 1000 pcm.s⁻¹, plus la rampe est faible, plus ce constat est vrai.

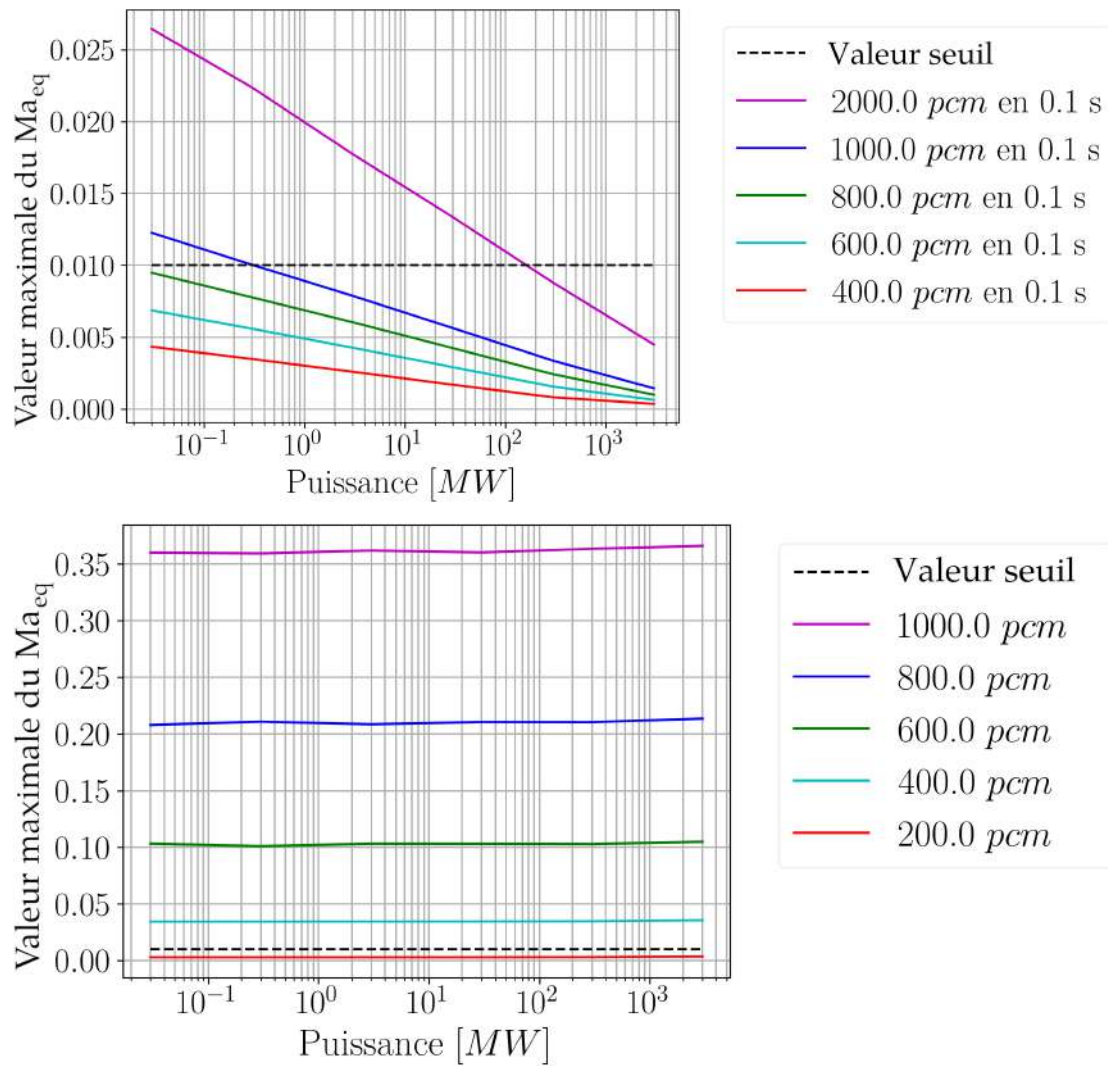


FIGURE 4.11 – Évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} en fonction de la puissance du cœur pour un cœur chlorure et t_c calculé avec les grandeurs du cœur fluorure : rampe en haut, marche en bas

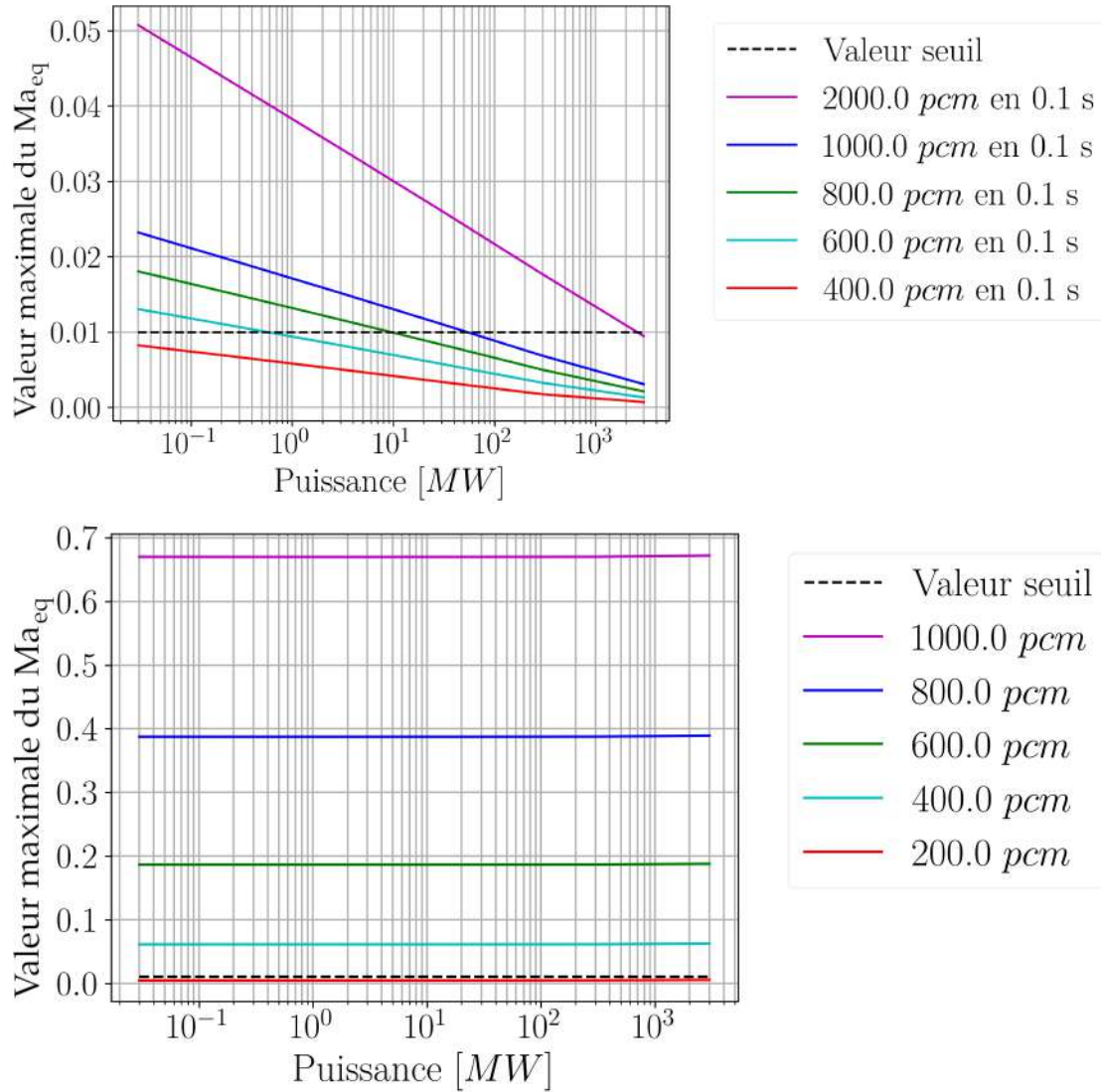


FIGURE 4.12 – Évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} en fonction de la puissance du cœur pour un cœur chlorure avec les caractéristiques neutroniques du cœur fluore : rampe en haut, marche en bas

4.3.2 Comparaisons COCCINELLE 1D/2D

Comme cela a été évoqué plus haut, deux types de maillages ont été implémentés dans COCCINELLE, un maillage 1D seul et une approche 2D pour les calculs des vitesses. L'objectif ici est de comparer les résultats pour ces deux types d'approches. Pour réaliser ces comparaisons, un calcul d'insertion instantané de réactivité a été réalisé dans la version chlorure du MSFR. La version chlorure est calculée en plus de la version fluorure, car le coefficient de contre-réaction neutronique Doppler est très faible et donc la hausse de température durant la phase compressible est très élevée. Les résultats de la comparaison sont affichés sur les figures 4.13 et 4.14 pour le cœur chlorure et sur les figures 4.15 et 4.16 pour le cœur fluorure. Dans les calculs chaînés présentés, les parois du réacteur sont considérées comme rigides et indéformables. Cette hypothèse est conservatrice, car elle sur-estime la pression dans la zone critique.

Cette insertion de réactivité engendre une hausse de la puissance neutronique qui engendre une hausse de température. Cette hausse de température s'arrête lorsque toute la réactivité a été compensée (dans l'équation qui permet de calculer l'évolution de la population de neutrons 2.19, on a $\frac{dn}{dt}(t) \propto \frac{\rho_N - \beta}{\Lambda} n(t)$, pour que la puissance neutronique décroisse, il faut que $\rho_n - \beta$ devienne négatif) par les contre-réactions neutroniques. Pour les deux versions du MSFR, lorsque la phase compressible est modélisée, la contre-réaction en densité est beaucoup plus faible que lorsque le calcul est réalisé seulement avec MOSAICS. Pour compenser la même insertion de réactivité, la contre-réaction Doppler est donc beaucoup plus grande. La hausse de température est donc beaucoup plus élevée pour que la contre-réaction Doppler soit plus grande. Cette différence est beaucoup plus marquée pour la version chlorure que la version fluorure. Dans la version chlorure, la différence de contre-réaction Doppler entre le calcul incompressible et le calcul compressible est de ≈ 200 pcm. Dans la version fluorure, cette différence n'est que de ≈ 100 pcm. Cette différence de contre-réaction est forte, mais trahit le fait que la différence sur la hausse de température l'est encore plus. Pour avoir une contre-réaction de 200 pcm sur la version chlorure, il faut une augmentation de la température de $\Delta T = \frac{200}{0.78} = 256$ K, pour la version fluorure, la hausse de température pour une contre-réaction de 100 pcm est de $\Delta T = \frac{100}{4} = 25$ K. Bien que ce raisonnement se fasse sur la valeur de T_f , on observe une différence sur les évolutions de température moyenne de sel dans la zone critique. Le calcul MOSAICS et le calcul COCCINELLE 2D donnent une différence de température moyenne du sel dans la zone critique de 20 K pour la version fluorure et de 150 K pour la version chlorure. Cette différence entre la température moyenne du cœur et T_f n'est pas surprenante, car l'importance de la température du sel dans le calcul de T_f n'est pas partout la même. Le centre de la zone critique (celle qui impacte le moins la température moyenne, car celle dont le volume de sel est la plus basse) est plus important que les bords de la zone critique.

On observe qu'au cours du temps, la contre-réaction Doppler est à peu près la même pour les deux approches et il en va de même pour la contre-réaction en densité tant que la pente est négative. On observe sur la contre-réaction en densité que sa valeur remonte après être passée par un minimum. Cette remontée de contre-réaction en densité est plus élevée pour la modélisation COCCINELLE 1D que pour

la 2D, ceci est probablement dû au retour de l'onde de pression engendrée par le burst neutronique. La hausse rapide de température engendre une hausse rapide de pression qui est plus forte dans les calculs 1D que 2D. Cette onde de pression se déplace du centre de la zone critique vers les murs en haut et en bas de la zone critique où elle rebondit. En revenant au centre de la zone critique, la pression augmente et donc la masse volumique de même, ce qui augmente la contre-réaction en densité. Cette situation apparaît uniquement dans le cœur chlorure, mais pas dans le fluorure. Ceci est dû au fait que la même insertion de réactivité engendre une hausse de température bien plus grande dans le cœur chlorure que dans le cœur fluorure. Cette différence vient encore de la répartition des contre-réactions neutroniques, la contre-réaction Doppler est très faible en sel chlorure et donc la hausse de température (qui engendre la hausse de pression) est bien plus grande dans un cœur chlorure que dans un cœur fluorure.

Ces premiers instants du calcul compressible engendrent déjà de grandes différences dans l'évolution de la puissance neutronique et de la température. On observe que, dans le maillage 1D, la puissance neutronique atteint des valeurs beaucoup plus élevées que dans le cas du maillage 2D (facteur ≈ 10) et ceci s'observe d'autant mieux sur l'évolution de la température moyenne du sel qui augmente beaucoup plus dans le cas du maillage 1D que dans le cas du maillage 2D. Ceci est dû à la meilleure prise en compte de la répartition du dépôt d'énergie et de la meilleure prise en compte de la répartition des contre-réactions neutroniques. La prise en compte de la partie radiale du dépôt de puissance engendre une hausse de température plus rapide au centre de la zone critique que sur les bords. Or, c'est aussi l'endroit où l'importance neutronique est la plus élevée. La puissance déposée est donc plus efficace dans le sens où le même dépôt d'énergie augmente la température de la zone la plus importante pour le calcul de la contre-réaction. Pour compenser la même insertion de réactivité, un plus faible dépôt d'énergie est donc nécessaire.

Comme la méthode de calcul de la contre-réaction Doppler est la même entre les deux approches (1D et 2D), on peut conclure que la température utilisée dans la contre-réaction (T_f) est la même au cours des calculs des deux approches. La température moyenne étant beaucoup plus faible dans le calcul du maillage 2D, on conclut que la température maximum calculée est bien plus élevée dans le calcul 2D que dans le calcul 1D. La différence est la prise en compte de l'importance de la température calculée, la valeur maximale calculée est beaucoup plus importante dans l'approche 2D que dans l'approche 1D. Ce calcul permet d'être plus proche de la réalité de la phase compressible, surtout dans les situations où l'effet Doppler est faible. La modélisation 2D en phase compressible semble donc très importante au vu des résultats présentés ici. Une modélisation 1D est un cas enveloppe qui surestime très grandement l'énergie déposée et donc la hausse maximale de température reconstruite par MOSAICS. Dans la suite de ce travail, c'est la version 2D de COCCINELLE qui sera utilisée.

En considérant l'approche 1D de COCCINELLE, certains calculs engendrent des températures supérieures à la température de vaporisation une fois revenue dans MOSAICS (la méthode de reconstruction du profil de température engendre une température maximal très élevée, car le dépôt l'énergie sur l'ensemble du cylindre se concentre sur les mailles centrales de faible volume). En reprenant le même calcul

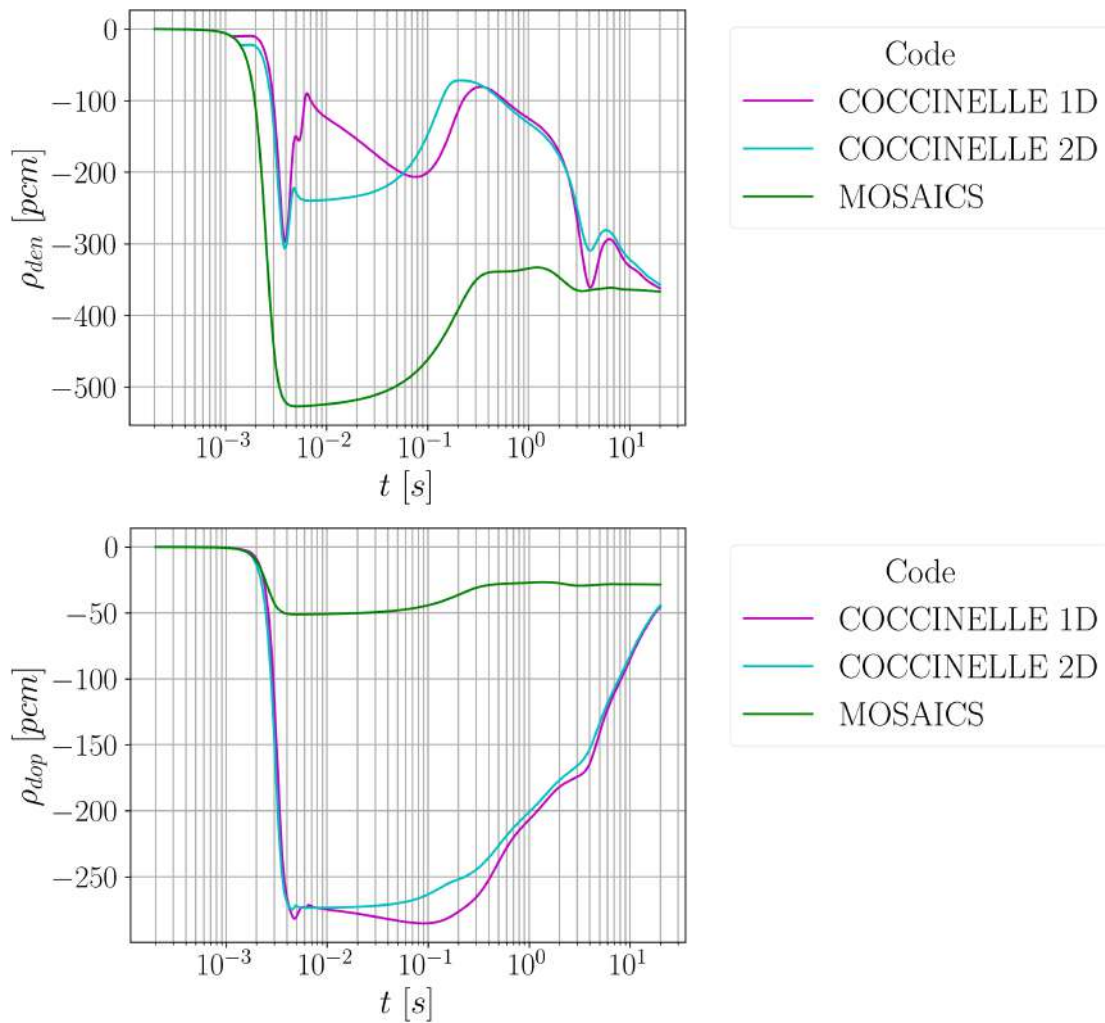


FIGURE 4.13 – Comparaison des approches 1D et 2D de COCCINELLE dans un calcul chaîné en cœur chlorure : évolution de la contre-réaction en densité et de la contre-réaction Doppler

avec l'approche 2D, les températures restent loin de la température de vaporisation. La température maximale calculée par l'approche 2D, est plus élevée que dans l'approche 1D, mais son importance est très élevée et donc compense la réactivité insérée sans s'approcher de la température de vaporisation.

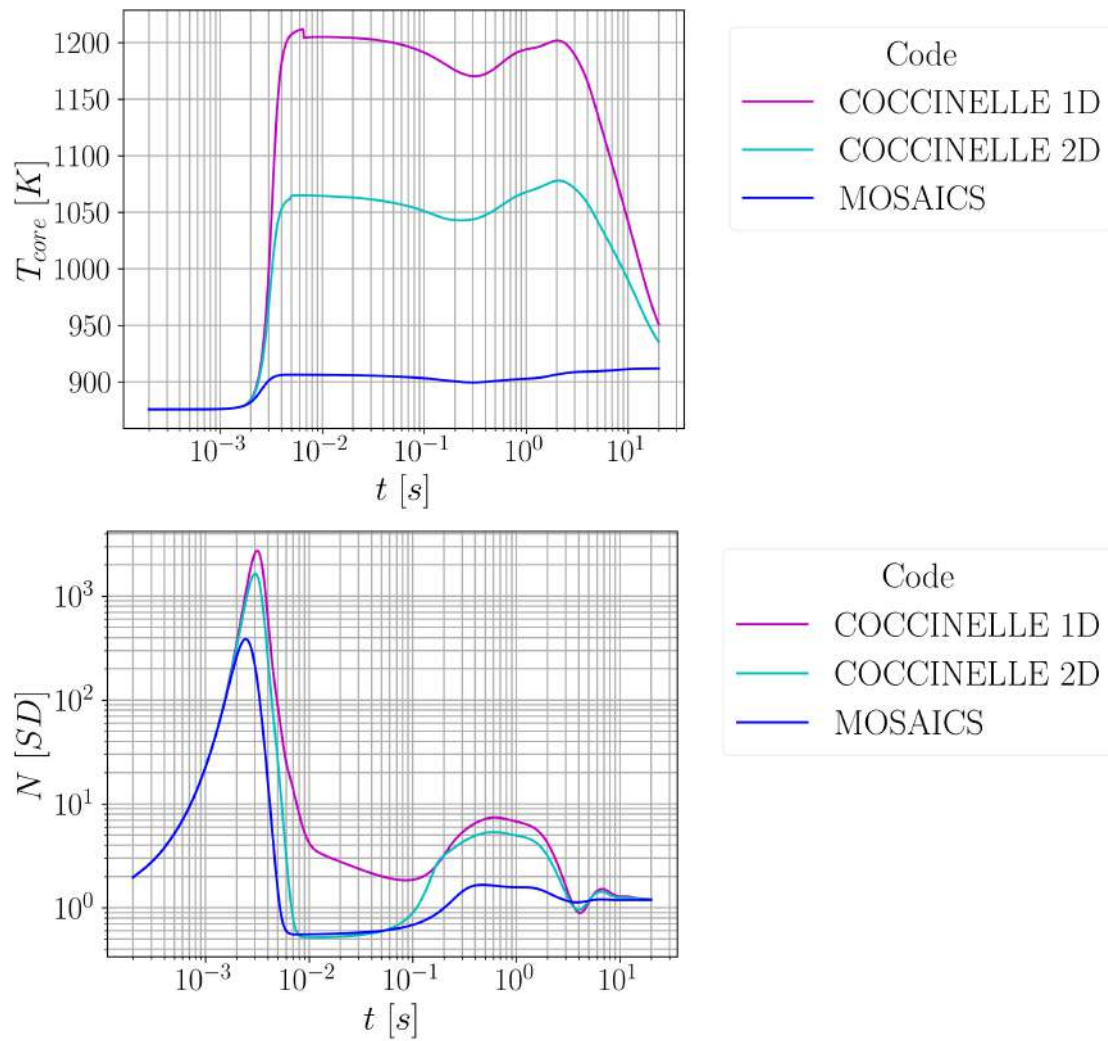


FIGURE 4.14 – Comparaison des approches 1D et 2D de COCCINELLE dans un calcul chaîné en cœur chlorure : évolution de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la puissance neutronique

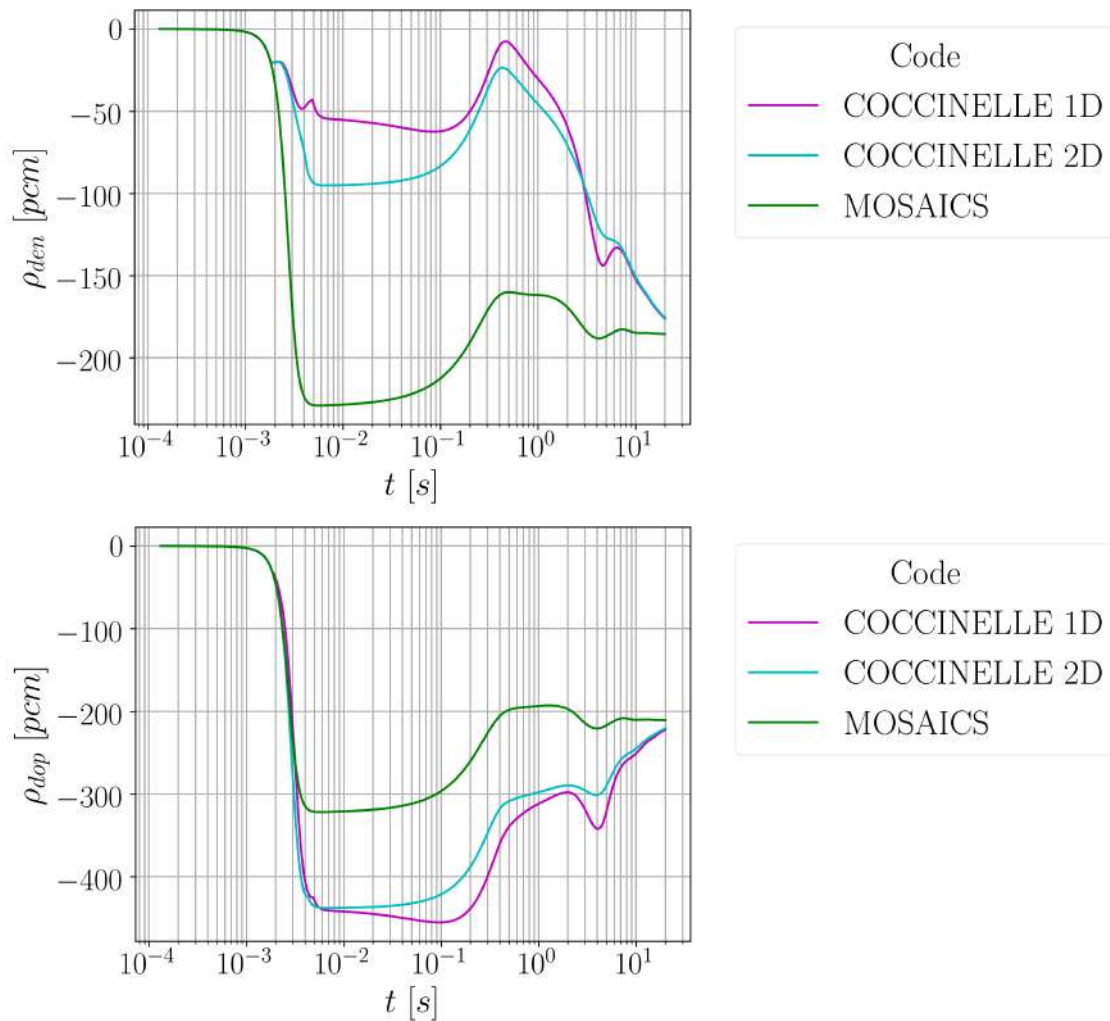


FIGURE 4.15 – Comparaison des maillages 1D et 2D de COCCINELLE dans un calcul chaîné en cœur fluorure : évolution de la contre-réaction en densité et de la contre-réaction Doppler

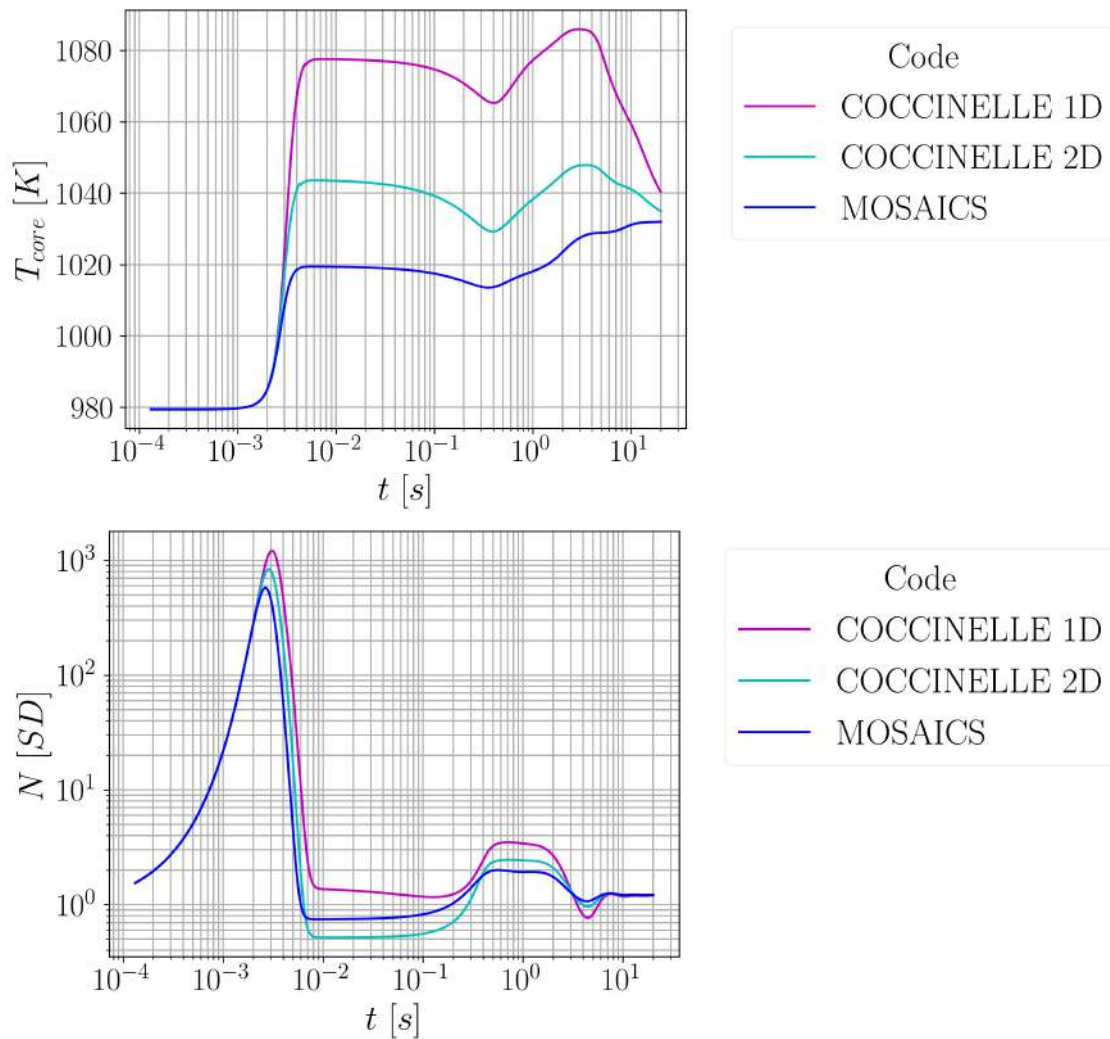


FIGURE 4.16 – Comparaison des maillages 1D et 2D de COCCINELLE dans un calcul chaîné en cœur fluorure : évolution de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la puissance neutronique

4.3.3 Sensibilité à la valeur seuil de passage a en phase compressible

L'objectif est de réaliser une étude de sensibilité sur la valeur de déclenchement de la phase compressible. C'est-à-dire que plusieurs insertions de réactivité sont calculées et que la valeur seuil du critère de transition en phase compressible sera différente en fonction des calculs ($a = 0.01$, $a = 0.05$ et $a = 0.005$). Les résultats sont affichés sur les figures 4.17 et 4.18. Un calcul incompressible (MOSAICS) a été ajouté pour observer les différences lorsque le comportement compressible est simulé. Une discussion plus longue de ces différences sera faite dans le chapitre 5 sur les calculs réacteurs.

On observe (figures 4.17 et 4.18) que, lorsque la valeur seuil de transition en phase compressible décroît, la puissance maximale neutronique augmente. Et lorsque la valeur seuil de passage en phase compressible croît, cette puissance neutronique maximale décroît. Ce que l'on observe bien sur l'affichage de la différence d'énergie déposée et de puissance neutronique. Ceci se comprend en regardant l'évolution de la contre-réaction neutronique en densité ρ_{den} . Sur ces courbes, le passage en phase compressible est bien visible. Il correspond à la rupture de pente nette au début du calcul. Augmenter la valeur seuil de passage en phase compressible augmente la quantité de réactivité compensée par la phase incompressible du transitoire et donc diminue la quantité de réactivité compensée durant la phase incompressible ce qui fait diminuer la puissance neutronique calculée durant la phase compressible et la hausse de température.

Il est intéressant pour ce chapitre de se concentrer sur l'impact engendré par la modification de la valeur seuil du critère. Ces résultats montrent une grande sensibilité à la valeur du seuil de déclenchement de la phase compressible. Les résultats du calcul tendront vers une valeur limite si la valeur seuil du critère de passage en phase compressible tend vers 0 et que cette limite n'est pas loin avec le seuil à 0.01. À l'inverse, on observe que lorsque l'on augmente la valeur du seuil, on s'éloigne beaucoup plus vite des résultats obtenus avec un seuil à 0.01. Cet éloignement n'est pas surprenant car, comme cela a été discuté, le comportement du réacteur est très différent lorsque la compressibilité du sel est modélisée. Plus la réactivité à compenser lors de la phase compressible est élevée, plus la hausse de température sera élevée. On gardera $a = 0.01$ dans la suite de ce travail, car on observe peu de différences entre le calcul avec $a = 0.01$ et $a = 0.005$.

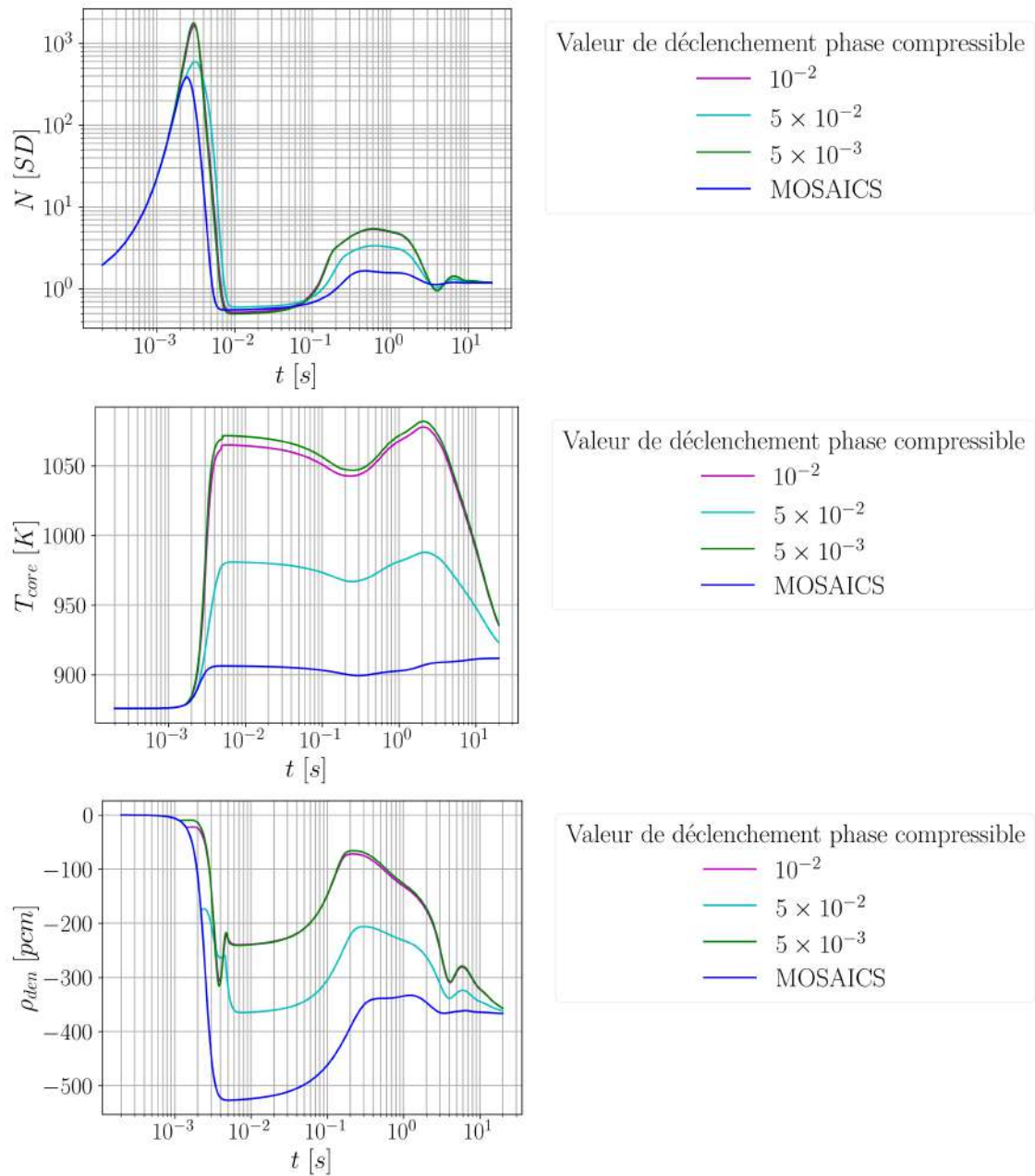


FIGURE 4.17 – Évolution de la puissance normalisée (N), de la température moyenne du sel dans la zone critique (T_c) et de la contre-réaction en densité (ρ_{den})

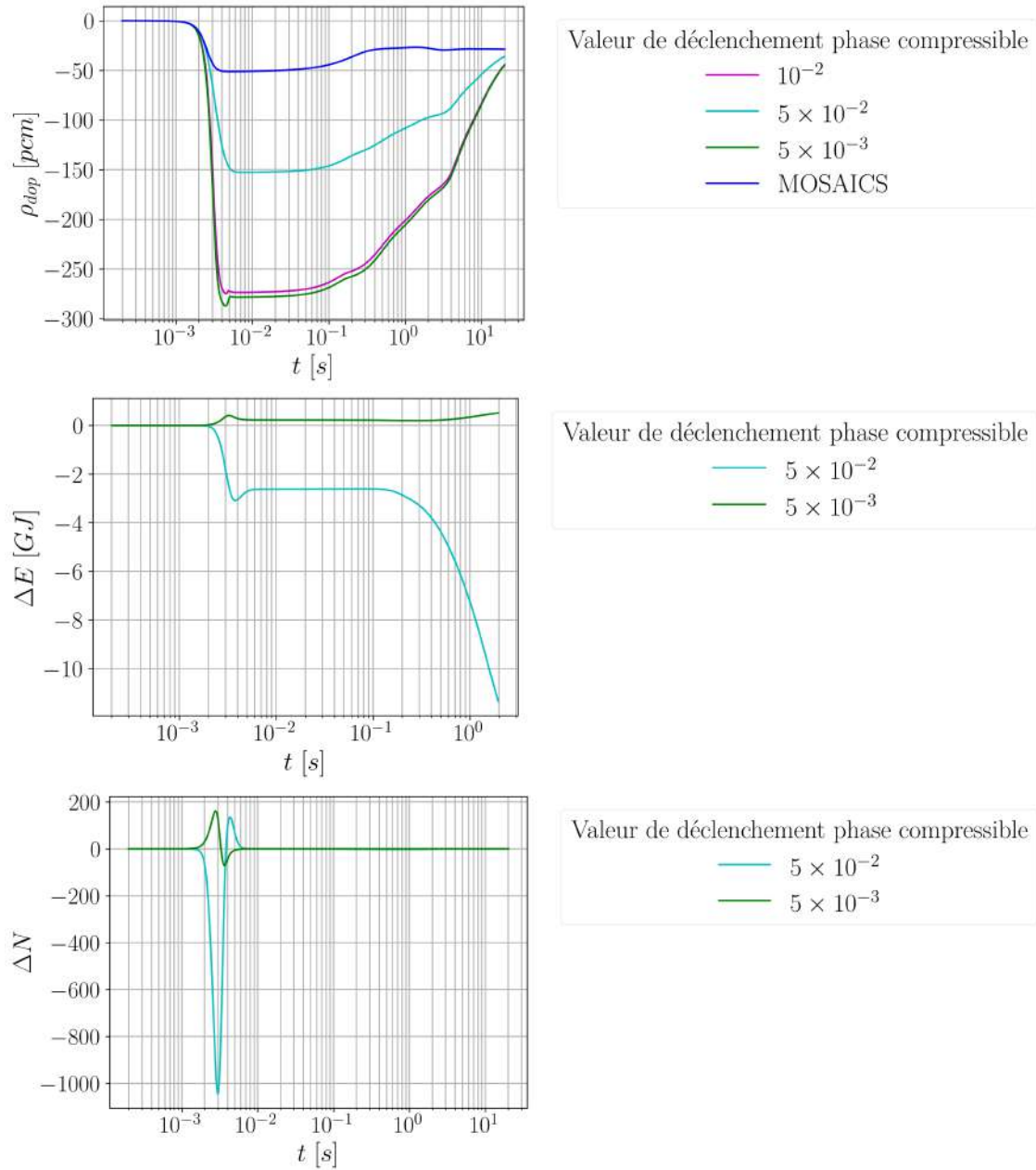


FIGURE 4.18 – Évolution de la contre-réaction Doppler (ρ_{dop}), de la différence d'énergie neutronique déposée par rapport au calcul 0.01 et la différence de puissance neutronique par rapport au calcul 0.01

4.3.4 Sensibilité à la valeur seuil du critère b de retour en phase incompressible

Dans cette partie, une sensibilité à la valeur seuil de sortie de la phase compressible pour le retour en phase incompressible est étudiée. L'objectif est de savoir si la sortie de la phase compressible pilote grandement la suite du transitoire ou non. Cette question semble plus simple au premier abord que la situation précédente, surtout dans le cas d'un transitoire d'insertion de réactivité sous forme de marche. En effet, lors d'une phase compressible, la puissance neutronique atteint des valeurs beaucoup plus élevées que lors de la phase incompressible et, comme ceci a été discuté plus haut, le seuil de fin de phase compressible porte sur la valeur de la puissance neutronique lorsque cette dernière devient inférieure à la puissance de début de transitoire P_0 . Comme la puissance neutronique décroît exponentiellement vite, il semble intuitif de penser que, si la valeur de b est de 0.6 ou 0.4, la différence d'énergie déposée calculée sera très faible devant l'énergie déposée durant la phase compressible. Pour vérifier ceci, des transitoires ont été calculés et les résultats sont affichés sur les figures 4.19 et 4.20. On observe sur ces résultats que l'effet de la modification de la valeur du seuil de fin de phase compressible n'a quasiment aucun impact sur l'évolution de grandeurs macroscopiques telles que la température moyenne du sel dans la zone critique ou la puissance neutronique. On observe de légères variations dans les contre-réactions calculées qui sont probablement dues aux valeurs de puissance neutronique différentes en fin de phase compressible. Ces différences restent très faibles.

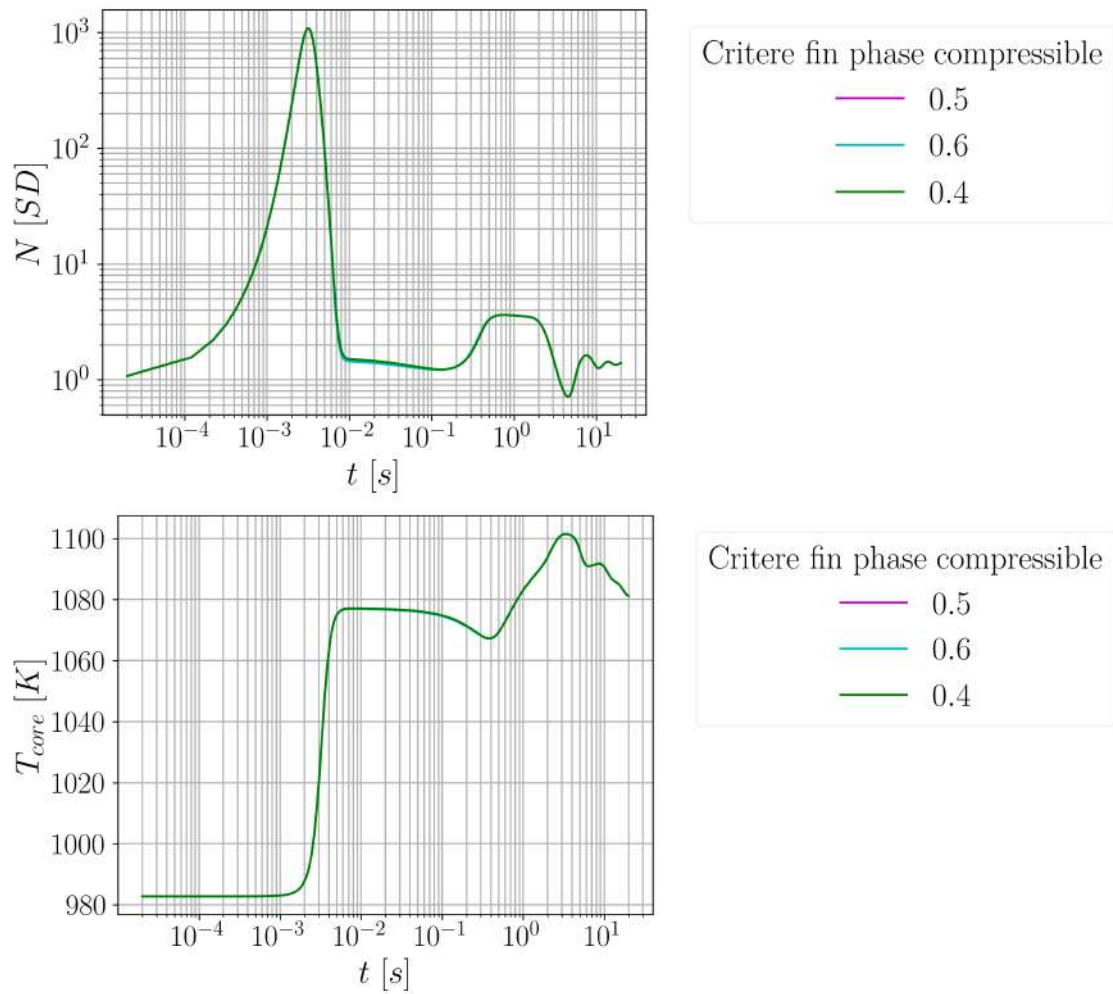


FIGURE 4.19 – Évolution de la puissance normalisée (N) et de la température moyenne du sel dans la zone critique (T_c)

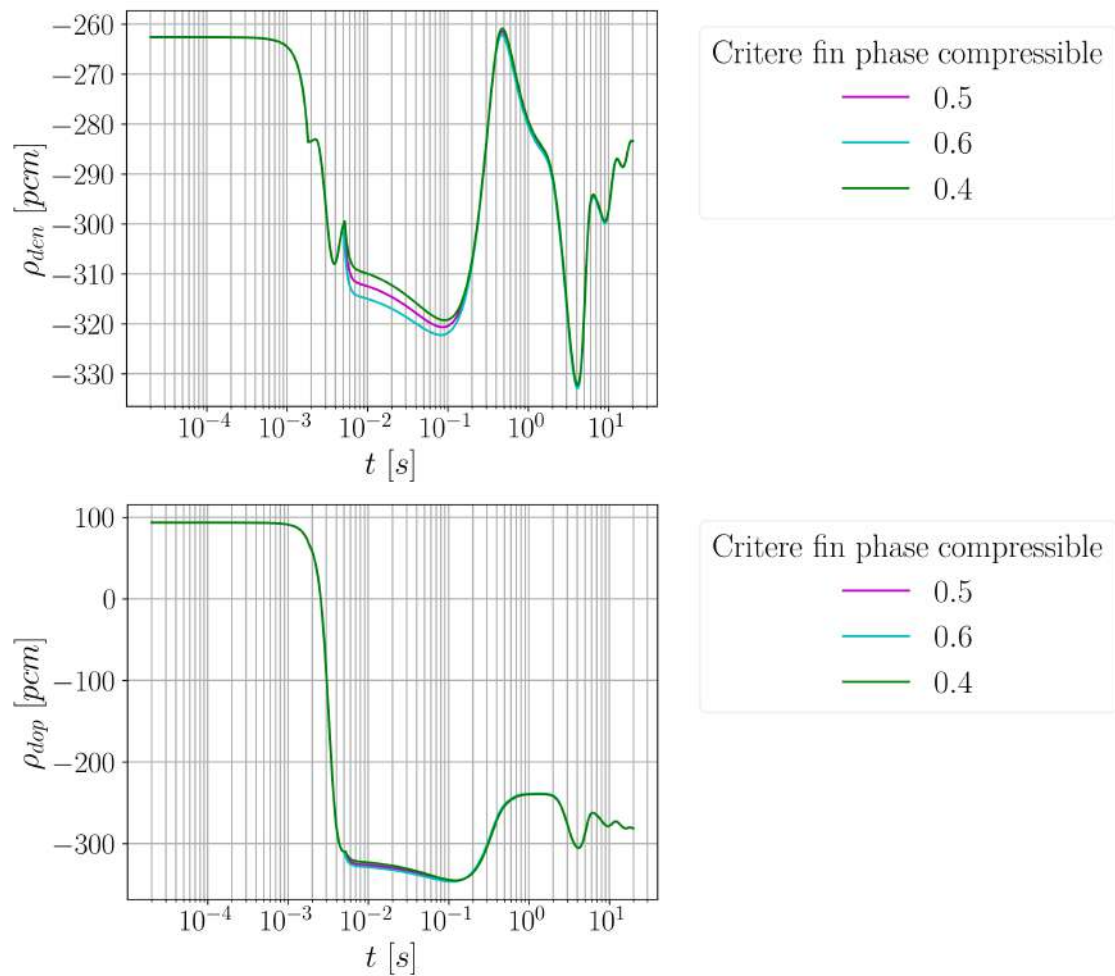


FIGURE 4.20 – Évolution de la contre-réaction en densité (ρ_{den}) et de la contre-réaction Doppler (ρ_{dop})

4.4. Conclusions et perspectives sur l'outil de chaînage

La présentation de l'outil de chaînage permet d'avoir une idée des capacités et des limites des deux outils de calculs qui ont été développés pour la situation que nous cherchons à modéliser. En effet, l'absence de prise en compte de la phase compressible dans MOSAICS oblige à réaliser ce calcul compressible dans l'outil de calcul COCCINELLE. De plus, la difficulté numérique pour modéliser la phase compressible en conservant des temps de calcul relativement courts oblige à sacrifier une partie de la précision permise par MOSAICS ce qui engendre des manipulations de données pour la transition d'un code à l'autre.

L'implémentation d'une approche 2D dans COCCINELLE a permis d'éviter les homogénéisations d'enthalpie lors de l'échange de données entre MOSAICS et COCCINELLE. Cette amélioration s'est faite au prix de certaines hypothèses questionnables dans la modélisation. En effet, la prise en compte des transferts de masse radiaux dans le calcul des vitesses est une amélioration qui pourra être importante dans la suite du développement de COCCINELLE. MOSAICS ne prend pas non plus en compte les transferts radiaux de masses, mais cela ne semble pas important comme les résultats de comparaison entre LiCore et TFM-openFOAM peuvent le montrer [29]. Il est probable que cette implémentation soit difficile pour COCCINELLE.

La caractérisation du Ma_{eq} de passage en phase compressible a permis de montrer que le comportement du réacteur face à une rampe de réactivité ou à une marche de réactivité est très différent. On observe aussi que, plus la puissance neutronique est faible, plus le Ma_{eq} de passage en phase compressible atteint des valeurs élevées pour un même transitoire d'insertion de réactivité. Cette conclusion est importante, elle montre qu'un état de faible puissance neutronique dans le circuit combustible est très sensible aux insertions de réactivité. Une situation qui sera intéressante à étudier dans la suite est la situation de convection naturelle pour l'évacuation de la puissance résiduelle. Dans ce genre de situation, une insertion de réactivité pourrait engendrer rapidement une phase compressible et donc une hausse de température rapide du sel.

Chapitre 5

Etudes de comportements transitoires de réacteurs

Les chapitres 2 et 3 présentent en détail les outils de calculs qui ont été développés (MOSAICS et COCCINELLE). L'outil de chaînage et le critère activant le chaînage au regard de l'importance de la compressibilité au cours du transitoire ont été détaillés dans le chapitre 4. Cet ensemble d'outils est regroupé dans la plateforme MIRRACl, ce chapitre se focalise sur les études réacteurs réalisées à l'aide de ces outils de calculs. L'objectif est d'utiliser ces outils pour avoir une meilleure compréhension du comportement des réacteurs à sels fondus qui sont étudiés et pour avoir des ordres de grandeur des phénomènes attendus lors de ces types de transitoires sur ces réacteurs. Ce chapitre présente aussi trois études de sensibilité réalisées durant la thèse.

Contenu du chapitre

5.1	Etudes du comportement du réacteur avec MOSAICS	132
5.2	Etudes de sensibilités	143
5.3	Conclusions et perspectives	156

5.1. Etudes du comportement du réacteur avec MOSAICS

Cette partie a pour objectif de présenter le comportement des deux versions (chlorure et fluorure) du MSFR lors de transitoires de différents types. Les transitoires choisis, engendrant des insertions de réactivité, ont été identifiés dans le travail de M. Brovchenko [27] et ont été présentés dans le chapitre 1. Les transitoires de débit de pompes, de sur-refroidissement et d'insertion de réactivité sont ainsi étudiés.

5.1.1 Transitoire de pression motrice de pompes avec MOSAICS

Un transitoire de débit combustible dû aux pompes a été modélisé. Lors de ce type de transitoires, la pression motrice des pompes est multipliée par 4 ou 16 linéairement pendant un temps τ puis est maintenue durant le reste du transitoire pour permettre au système d'atteindre un nouvel état d'équilibre. La multiplication par 4 (resp. 16) de la pression motrice engendre, à peu près, une multiplication par 2 (resp. 4) du débit de sel. Ce genre de transitoires, ici étudié dans un cadre accidentel pourrait avoir son importance dans le cas de suivi de charges en fonctionnement normal. Dans des transitoires de suivis de charge, on cherche à modifier la puissance neutronique produite dans le réacteur mais, ce faisant, la différence de température entre l'entrée et la sortie de la zone critique varie. Ces variations de température doivent être minimisées pour ne pas endommager les matériaux de structure et leur permettre d'avoir la plus longue durée de vie possible. Pour pouvoir conserver la même différence de température durant un transitoire de suivi de charge il est nécessaire de modifier le débit des pompes du circuit combustible. Ce type de transitoires dans les versions fluorure et chlorure du MSFR est calculé pour voir si des différences de comportements apparaissent. Ces considérations sur les matériaux limiteront probablement le type de transitoires de suivi de charge possible lors de l'opération normale du réacteur.

Nous avons cherché à savoir quel est l'impact sur un transitoire du temps de variation de débit des pompes. Lors de chaque transitoire de débit de pompes, nous avons donc modifié le temps de variation du débit. Pour modifier le débit des pompes, c'est la pression motrice délivrée par les pompes qui est modifiée dans MOSAICS. Lorsque le débit des pompes est multiplié par 2 (resp. 4), la pression motrice des pompes est multipliée par 4 (resp. 16). Les résultats sont affichés sur les figures 5.1 et 5.2 pour la version fluorure du MSFR et sur les figures 5.3 et 5.4 pour la version chlorure. Les débits de sel au niveau de la pompe ne correspondent pas réellement à une multiplication par 2 (resp. 4) du débit de sel lors de ces transitoires car, lorsque la vitesse du sel augmente, le coefficient de perte de charge augmente aussi. Pour obtenir un réel facteur 2 sur le débit de sel, il faudrait ajouter un module d'asservissement du débit des pompes dans MOSAICS. Plusieurs avertissements sont nécessaires sur les hypothèses sous-jacentes. La pompe modélisée est une pompe parfaite, aucune caractéristique de pompe n'est utilisée, quel que soit le débit de sel au niveau de la pompe, la pression motrice est toujours la même. De plus, les temps considérés pour l'augmentation de la pression motrice des pompes peuvent

être loin de ce qui est réellement envisageable pour des pompes industrielles. Il semble impossible d'avoir des pompes qui multiplient par 16 la pression motrice délivrée en 0.1 s. L'objectif de ces transitoires est de pousser les calculs plus loin que ce qui sera réellement faisable pour étudier la physique sous-jacente dans des cas enveloppes. Ces calculs partent de l'état permanent d'opération des réacteurs MSFR_f et MSFR_c.

On observe que les résultats sont très différents si le transitoire de pompe est rapide ou lent. On observe dans les transitoires rapides qu'au début du transitoire, la réactivité augmente, ce qui engendre une hausse de puissance. On observe que cette hausse de réactivité arrive au bout de 0.1 s, elle n'est donc pas due à un sur-refroidissement dans l'échangeur de chaleur (le sel du MSFR_f mettant ≈ 4 s pour faire le tour du circuit combustible). Lorsque le débit augmente, le sel froid du bas de la zone critique chasse rapidement le sel plus chaud dans la zone critique ce qui engendre cette hausse de réactivité par diminution de la température du sel dans la zone critique et les coefficients de contre-réaction négatifs, Doppler et densité. Ceci se confirme avec la courbe d'évolution des températures dans les tuyaux hauts et bas. La température moyenne du sel dans la zone critique décroît alors que la température dans le tuyau bas reste constante ce qui confirme que cette chute de température ne vient pas d'un sur-refroidissement dans l'échangeur de chaleur. Cette hausse de puissance engendre une hausse de température du sel dans la zone critique. Ce sel est ensuite chassé de la zone critique vers les secteurs où il se refroidit en partie. Lorsqu'il revient dans la zone critique, il est plus chaud que quand il y était entré la première fois. Cette température plus élevée engendre une contre-réaction neutronique plus forte et donc une décroissance de la puissance neutronique. On observe que, plus le transitoire de débit de pompes est rapide, plus ces oscillations sont marquées. Ceci est dû au fait que la hausse de puissance est plus marquée du fait de la plus rapide insertion de sel froid dans le bas de la zone critique. On observe aussi que dans le nouvel état permanent final, la puissance est plus élevée que la puissance nominale. Ceci est dû à la modélisation de l'échangeur de chaleur. Si l'échangeur de chaleur extrayait une puissance constante, on retrouverait la même puissance neutronique au début qu'à la fin du transitoire. Une explication plus détaillée de pourquoi la puissance extraite (et donc neutronique) augmente lorsque le débit de sel augmente dans le circuit combustible est donnée dans l'annexe B.

La modification du débit des pompes engendre une diminution de la proportion de précurseurs de neutrons retardés qui décroissent dans la zone critique. Le nombre de précurseurs qui décroissent par seconde dans un volume est $\lambda V_c C$. Avec λ la constante de décroissance, V_c le volume de sel dans le circuit combustible et C la concentration de précurseurs. Si on augmente le débit des pompes, le nombre de précurseurs qui sortent de la zone critique augmente et le nombre qui rentre augmente aussi. Mais les précurseurs sont plus nombreux dans la zone critique (car c'est là qu'ils sont créés) que ceux entrants dans la zone critique (ils ont eu le temps de décroître en dehors de la zone critique, quelle que soit la version du MSFR, la demi-vie moyenne des précurseurs est de $T_{1/2} \approx 2$ s et le temps moyen de circulation de sel est de ≈ 4 s). Donc augmenter le débit des pompes réduit le nombre de précurseurs qui décroissent dans la zone critique à cause de ce déséquilibre. Une explication plus détaillée est donnée dans l'annexe C. La marge à la criticité prompte est donc plus faible à l'équilibre et le système critique est obtenu pour une température légèrement

plus faible. Cette baisse est aux alentours de $1 K$, la perte de réactivité due aux précurseurs est donc proche de $((-8 pcm.K^{-1}) \times (-1 K) = 8 pcm$. Ici, le débit de sel et la température d'entrée de sel côté intermédiaire sont fixés. L'augmentation de la vitesse du sel dans l'échangeur engendre une augmentation du coefficient d'échange thermique et une diminution de la différence de température dans le circuit combustible (entre l'entrée et la sortie de l'échangeur), ce qui engendre une augmentation de la puissance échangée et donc de la puissance neutronique par rapport à l'état du système avant la modification du débit de sel dans les pompes. On observe bien ce phénomène dans les courbes comparant la température moyenne du sel aux températures dans les tuyaux haut et bas (figures 5.1, 5.2, 5.3 et 5.4). Sur ces courbes, la température moyenne du sel varie très peu et les températures se resserrent autour de la température moyenne quand le débit augmente. Dans ces transitoires, les comportements du $MSFR_f$ et du $MSFR_c$ sont très proches. Ceci n'est pas surprenant, car les différences entre les deux versions du MSFR (la différence entre les coefficients de contre-réaction par exemple) n'interviennent que peu dans ce genre de transitoires. On observe de plus que la marge à la criticité prompt se réduit au cours du transitoire, mais pas suffisamment pour engendrer une criticité prompte. Les puissances neutroniques atteintes sont donc faibles et l'importance de la compressibilité le reste donc aussi, malgré le fait que ce genre de transitoires soit non réalistes. Il est donc peu probable que ce genre de transitoire engendre une phase compressible dans la modélisation du réacteur.

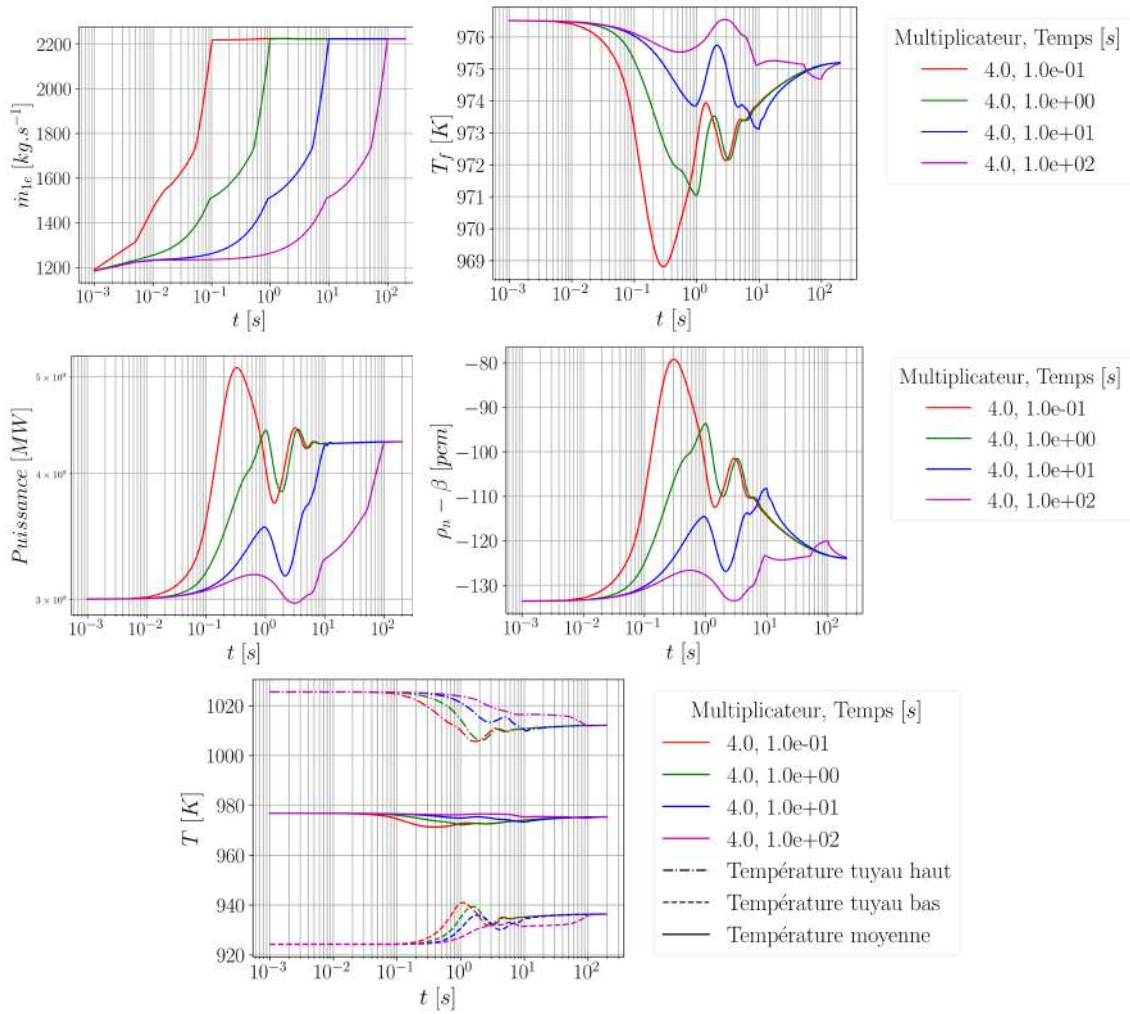


FIGURE 5.1 – Multiplication par 2 du débit des pompes pour le MSFR version fluorure. Evolution du débit de masse de sel au niveau de la pompe \dot{m}_{1e} [$kg \cdot s^{-1}$], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la puissance neutronique P [MW], de la marge à la criticité prompt $\rho_n - \beta$ [pcm], et valeurs de température moyenne, de sortie et d'entrée du cœur.

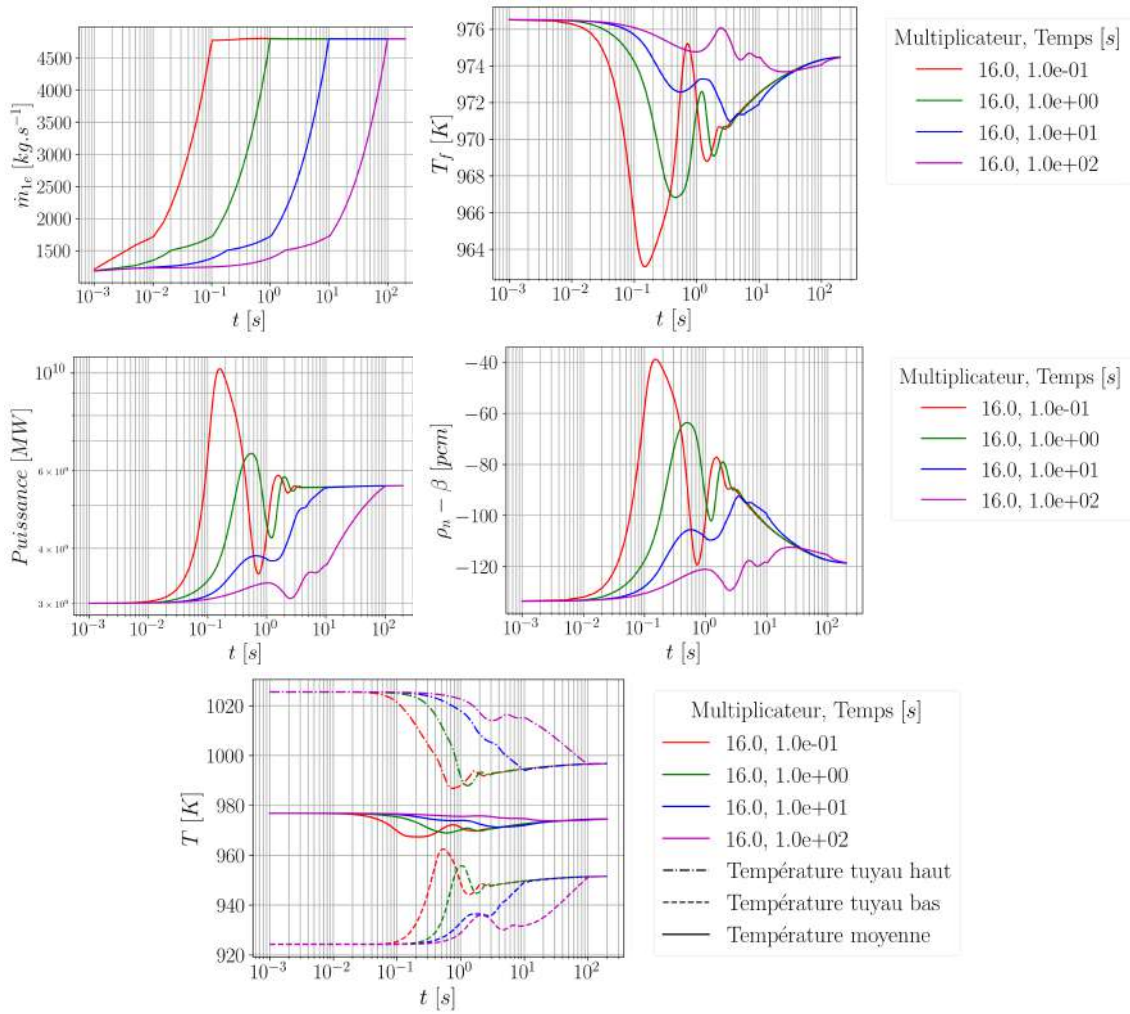


FIGURE 5.2 – Multiplication par 4 du débit des pompes pour le MSFR version fluorure. Evolution du débit de masse de sel au niveau de la pompe \dot{m}_{1e} [$kg \cdot s^{-1}$], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la puissance neutronique P [MW], de la marge à la criticité prompt $\rho_n - \beta$ [pcm], et valeurs de température moyenne, de sortie et d'entrée du cœur.

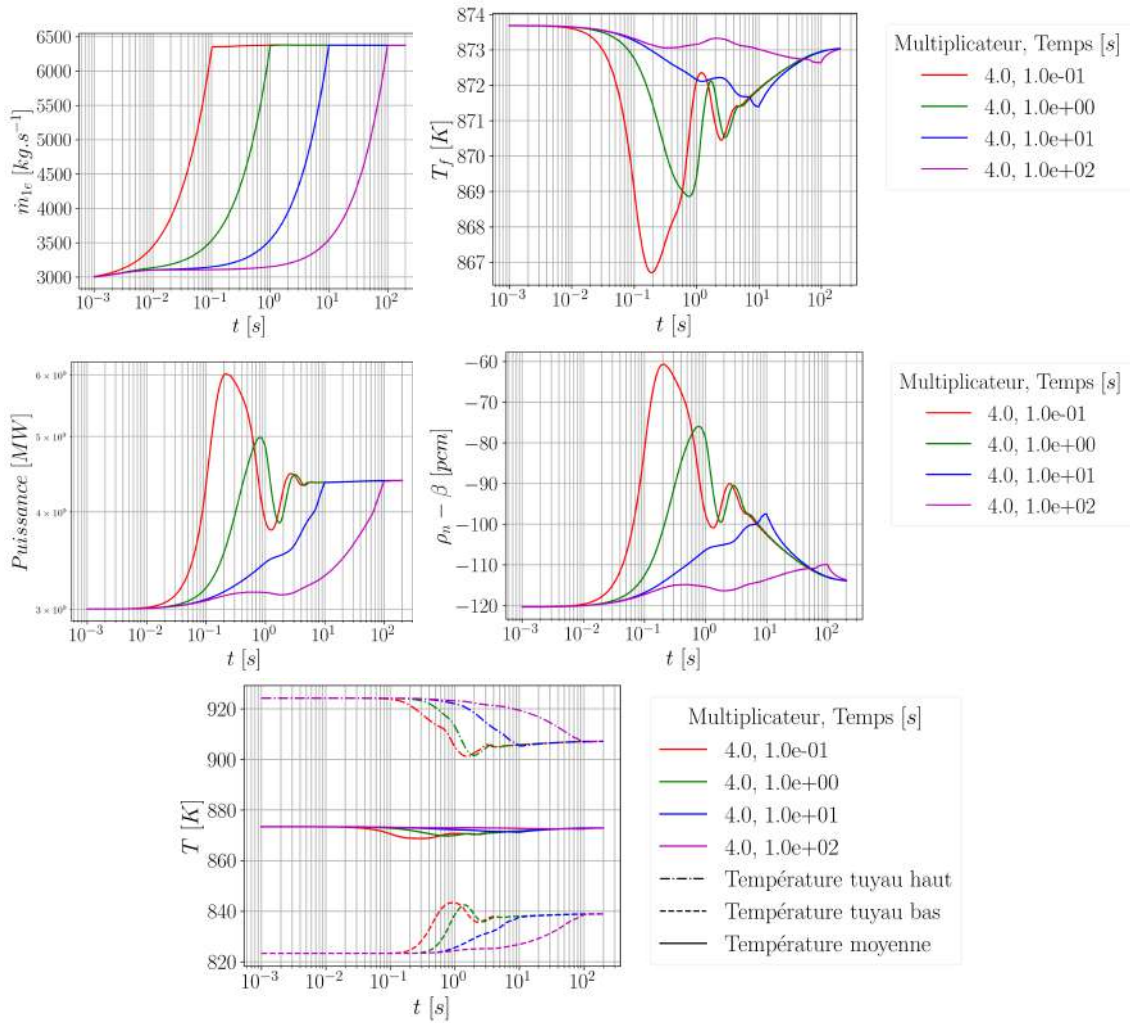


FIGURE 5.3 – Multiplication par 2 du débit des pompes pour le MSFR version chlorure. Evolution du débit de masse de sel au niveau de la pompe \dot{m}_{1e} [$kg \cdot s^{-1}$], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la puissance neutronique P [MW], de la marge à la criticité prompte $\rho_n - \beta$ [pcm], et valeurs de température moyenne, de sortie et d'entrée du cœur.

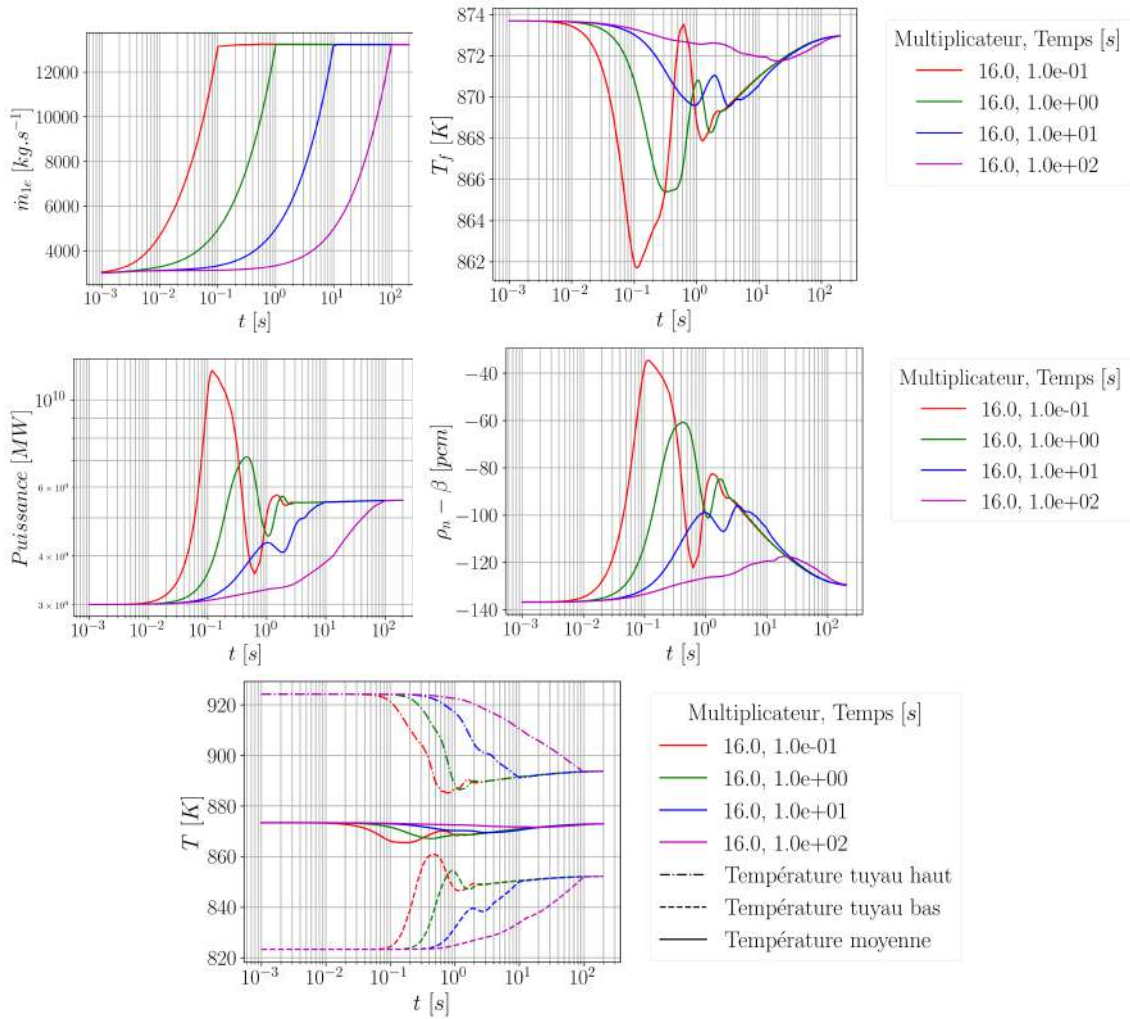


FIGURE 5.4 – Multiplication par 4 du débit des pompes pour le MSFR version chlorure. Evolution du débit de masse de sel au niveau de la pompe \dot{m}_{1e} [$kg.s^{-1}$], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la puissance neutronique P [MW], de la marge à la criticité prompt $\rho_n - \beta$ [pcm], et valeurs de température moyenne, de sortie et d'entrée du cœur.

5.1.2 Transitoire de sur-refroidissement avec MOSAICS

Un transitoire de sur-refroidissement correspond à une rapide augmentation de la puissance extraite dans l'échangeur de chaleur. Cette augmentation de la puissance échangée engendre un refroidissement du sel combustible. Cette insertion de sel froid dans le cœur engendre une insertion de réactivité. Dans les calculs présentés ici, deux modélisations d'extraction de chaleur sont étudiées, ceci nous permet de nous intéresser à l'intérêt de la prise en compte du circuit intermédiaire. Dans le premier type de modélisation, la puissance échangée dans l'échangeur intermédiaire est prise comme constante et cette puissance sera modifiée linéairement en un temps t_m de la puissance de départ à la puissance finale. La seconde modélisation de l'échangeur de chaleur consiste à considérer le débit de sel intermédiaire et la température du sel constante à l'entrée de l'échangeur. L'augmentation de la puissance extraite revient, dans ce second cas, à modifier de manière linéaire la température d'entrée du sel intermédiaire linéairement en un temps t_m . L'évolution de la température passe de la température calculée pour l'état stationnaire du réacteur à une température établie par un algorithme interne à MOSAICS permettant d'échanger la puissance définie par l'utilisateur. Cet algorithme considère le coefficient d'échange thermique constant entre la situation de départ et la situation d'arrivée, la puissance d'arrivée peut être légèrement différente de la puissance de commande. On observe malgré tout une très faible différence dans les calculs présentés dans cette partie. Ces deux types de modélisation sont réalisés pour observer les différences sur le comportement du réacteur. La modélisation du circuit intermédiaire est plus réaliste que de considérer une puissance extraite constante dans l'échangeur de chaleur. Dans un transitoire de sur-refroidissement, la température de sel intermédiaire est linéairement modifiée jusqu'à la valeur calculée pour obtenir la puissance extraite ciblée. La valeur de cette température est calculée au début du transitoire donc il est possible que la puissance atteinte soit légèrement différente de la puissance ciblée, mais l'objectif étant d'étudier le comportement du réacteur, cela ne semble pas introduire de grandes variations.

Plusieurs transitoires de sur-refroidissement sont calculés, avec des hausses de puissance selon différentes cinétiques (de 10^{-2} s à 10^2 s). L'objectif ici est d'étudier si ce genre de transitoire est capable de générer une phase où le fluide doit être traité comme compressible. Ces transitoires étant ceux identifiés comme pouvant générer le plus probablement des insertions de réactivité, il est important de caractériser cette phase compressible. Contrairement aux transitoires de débit de pompes, ce genre de cinétique pour un transitoire de variation de température d'entrée dans le circuit intermédiaire pourrait être réaliste. En effet, une rupture de tuyauterie dans le circuit de conversion d'énergie peut engendrer une variation très rapide de température dans le circuit intermédiaire.

Les résultats sont affichés sur les figures 5.5 et 5.6. Sur ces résultats, on observe sans surprise que, plus le transitoire de sur-refroidissement est rapide (transitoire en 10^{-2} s et 10^{-1} s), plus les variations de puissance et de réactivité sont rapides. Lorsque le transitoire est lent, la variation de température du sel dans la zone critique est assez lente, ce qui engendre une variation douce de la puissance de départ vers la puissance demandée. Pour les transitoires beaucoup plus rapides, on observe qu'entre 10^{-1} s et 10^{-2} s de variation de puissance ou de température de sel intermédiaire à

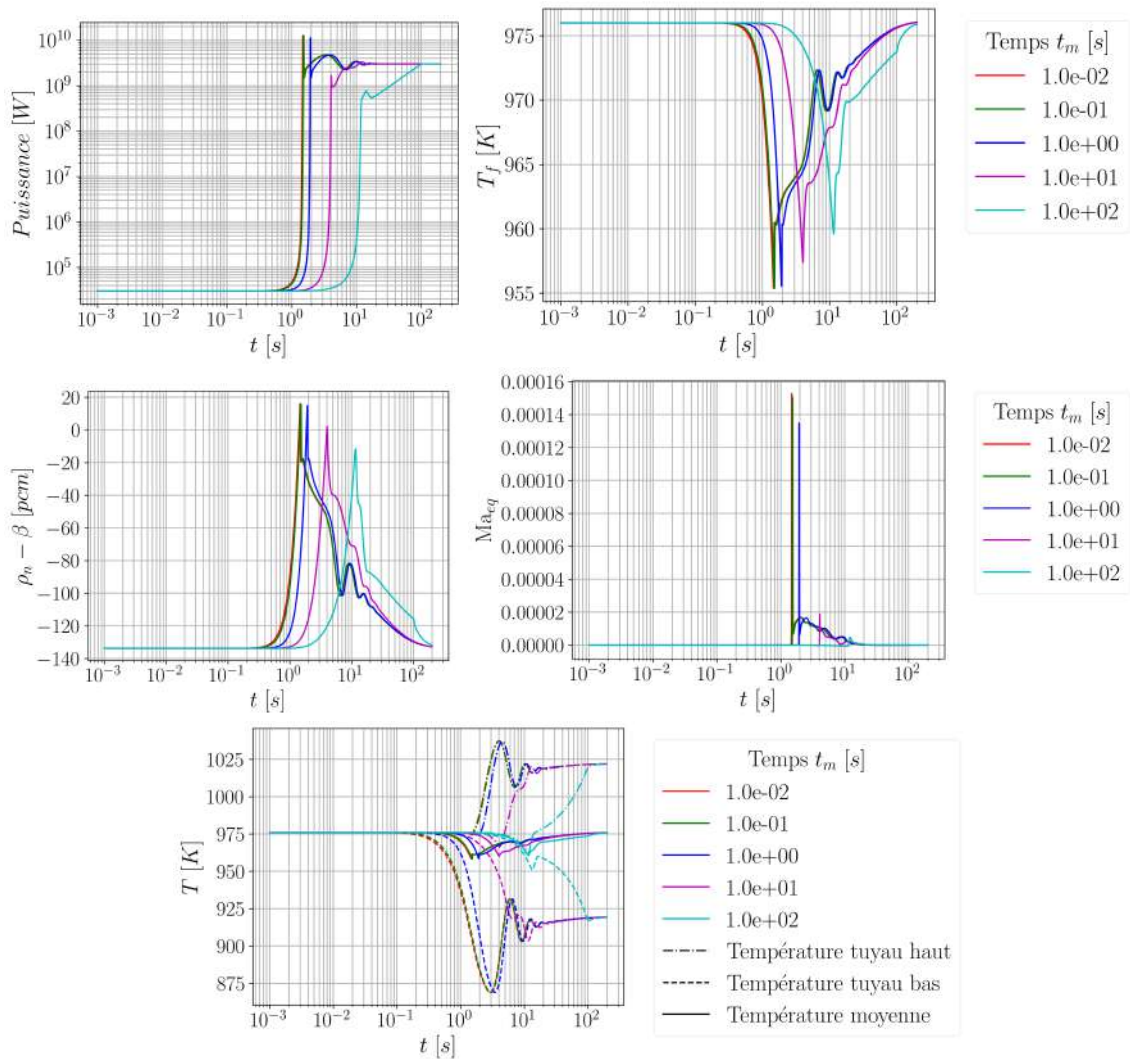


FIGURE 5.5 – Transitoire d’augmentation de la puissance de 30 kW à 3 GW en faisant varier la puissance échangée dans les secteurs avec des rampes de 10^{-2} s à 10^2 s. Evolution de la puissance P [W], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la marge à la criticité prompte $\rho_n - \beta$ [pcm], du Ma_{eq} ($\delta P/\rho c^2$) et de l’évolution des températures moyenne, d’entrée et de sortie du cœur.

l’entrée de l’échangeur, la variation est très faible dans l’évolution du transitoire : ceci est dû au fait que le temps de variation est très faible devant le temps de trajet du sel dans le circuit combustible. Le système ne voit pas la différence entre une variation de puissance extraite en 0.1 s et en 0.01 s. On observe aussi que les résultats sont assez similaires, quelle que soit la manière de prendre en compte les échanges de chaleur dans les échangeurs. Pour obtenir une phase compressible, il est nécessaire (mais non suffisant) de passer en sur-criticité prompte. On observe que, pour que ceci arrive, il faut que le temps de modification de la puissance extraite dans cette situation soit inférieur à 1 s. Pour des sur-refroidissements différents (puissance initiale et puissance demandée), ceci sera différent. On observe aussi que la valeur maximale du Ma_{eq} reste toujours loin de la valeur de déclenchement de la phase compressible. Donc même pour des transitoires non-réalistes de variation de puissance extraite, l’importance de la compressibilité reste très faible, il n’est pas nécessaire de la modéliser.

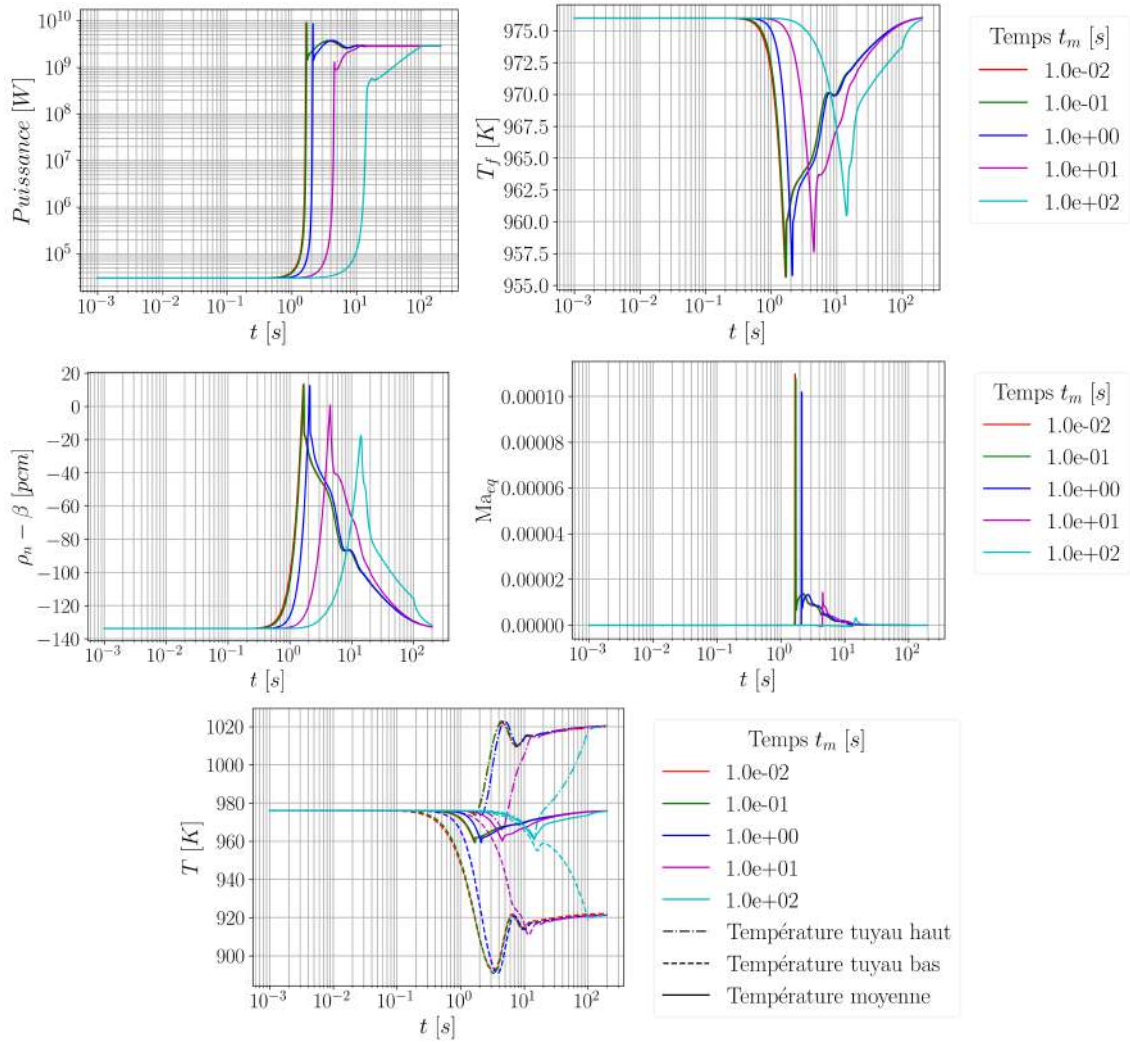


FIGURE 5.6 – Transitoire d’augmentation de la puissance de 30 kW à 3 GW en faisant varier la température d’entrée du sel côté intermédiaire avec des rampes de 10^{-2} s à 10^2 s. Evolution de la puissance P [W], de la température vue par les neutrons T_f [K], de la marge à la criticité prompt $\rho_n - \beta$ [pcm], du $M_{a_{eq}}$ ($\delta P/\rho c^2$) et de l’évolution des températures moyenne, d’entrée et de sortie du cœur.

5.1.3 Transitoire d'insertion de réactivité dans MOSAICS

Les insertions de réactivité ont été beaucoup discutées dans les chapitres précédents, l'objectif de cette section est de discuter de la caractérisation du passage en phase compressible lors de transitoires d'insertion de réactivité postulée, en particulier en fonction du taux de réactivité insérée (pcm/s) et de la quantité de réactivité (pcm). Il semble important de savoir si le paramètre déterminant pour le passage en phase compressible est la quantité de réactivité insérée, le taux d'insertion, ou un ensemble de ces deux grandeurs. Pour ce faire, une première insertion de 1000 pcm a été calculée, de 0.1 s à 1 s . Les résultats sont affichés sur la figure 5.7. Sur ces calculs, on observe que les insertions de réactivité avec des taux d'insertions inférieurs à 1000 pcm en 0.55 s ne provoquent pas d'oscillations de puissance alors que c'est le cas pour des insertions de réactivité avec des taux supérieurs à ces valeurs. Pour les insertions de réactivité qui engendrent des oscillations de puissance, ces dernières sont progressivement atténuées au cours du temps et finissent par disparaître brutalement lorsque l'insertion de réactivité s'arrête. Avant cet arrêt brutal, la puissance neutronique a atteint un plateau qui permet aux contre-réactions de compenser exactement la vitesse d'insertion de réactivité. Au moment où l'insertion de réactivité s'arrête, la puissance neutronique continue à engendrer des contre-réactions, ce qui rend rapidement la marge à la criticité prompte $\rho_n - \beta$ négative et fait chuter exponentiellement la puissance neutronique (le temps caractéristique étant le temps de vie des neutrons $\Lambda \approx 10^{-6}$ s).

On observe dans ces calculs que, dans l'évolution du Ma_{eq} , le taux de réactivité insérée a une influence sur le Ma_{eq} plus important que la quantité de réactivité insérée. En effet, la même quantité de réactivité est insérée dans les différents transitoires modélisés. Pour les situations où la réactivité est insérée rapidement, les oscillations du Ma_{eq} atteignent des valeurs beaucoup plus élevées que dans les situations où la quantité de réactivité insérée est faite de manière lente.

Le fait que la puissance neutronique se stabilise autour d'une valeur atteinte vers 0.1 s pose la question de savoir comment se comporte la puissance neutronique lorsque la rampe est prolongée après ce moment. En augmentant les temps d'insertion de réactivité pour insérer 3000 pcm , on observe sur la figure 5.8 qu'après la période d'oscillations, la puissance neutronique continue à augmenter. Mais on observe aussi que, bien que la puissance neutronique croît, le Ma_{eq} n'augmente plus aussi vite et sature à une certaine valeur. Ceci est dû au ralentissement de l'augmentation de la puissance (elle augmente toujours beaucoup, mais plus lentement), donc l'énergie transférée par convection du sel devient plus élevée et permet de réduire la vitesse d'augmentation de la température. Mais on observe que (pour l'insertion de 10^4 $pcm.s^{-1}$) la saturation de la valeur due Ma_{eq} n'est pas atteinte, mais cette saturation semble bientôt atteinte au vu de la dérivée. Il faut cependant garder en tête que des insertions de 3000 pcm semblent très loin d'être réalistes, car la réserve maximale de réactivité (compaction de tout le sel combustible en une boule) engendre une insertion de réactivité de 2000 pcm (voir le travail de D. Gérardin [11]).

On observe sur ces deux différents calculs que des taux d'insertions de 1000 $pcm.s^{-1}$ ne sont pas suffisants pour rendre la compressibilité du liquide importante

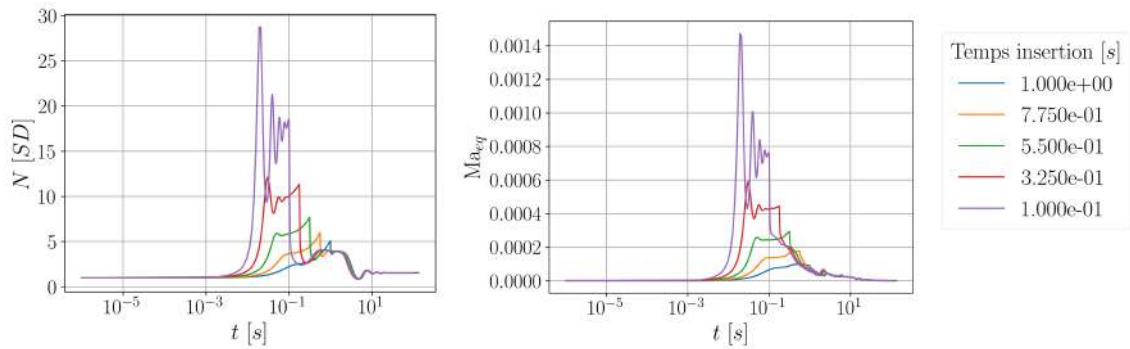


FIGURE 5.7 – Insertion de 1000 pcm de 1 s à 0.1 s dans la version fluorure du MSFR. Evolution de la puissance normalisée à la puissance nominale N et du Ma_{eq} ($\delta P/\rho c^2$).

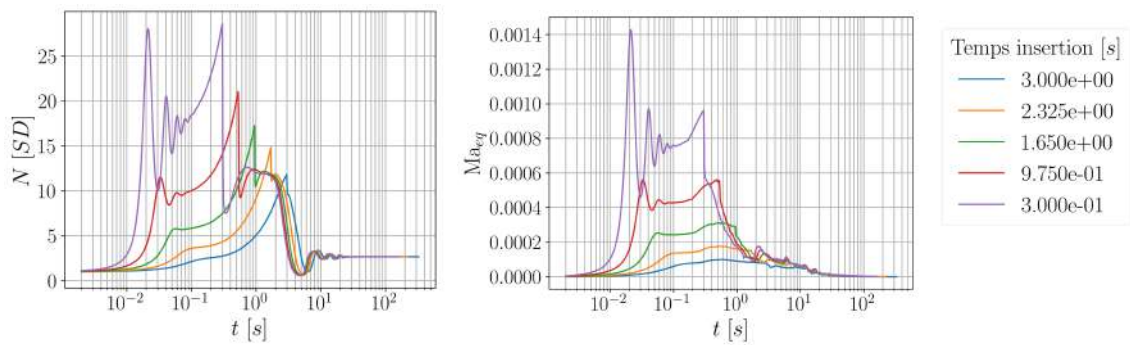


FIGURE 5.8 – Insertion de 3000 pcm de 3 s à 0.3 s dans la version fluorure du MSFR. Evolution de la puissance normalisée à la puissance nominale N et du Ma_{eq} ($\delta P/\rho c^2$).

dans le comportement du réacteur. Cette partie a permis de mettre en lumière que, pour l'importance de la compressibilité, la variable influente de l'insertion de réactivité est le taux d'insertion. Les oscillations de puissances engendrées par l'insertion de réactivité au début du transitoire engendrent de haute valeur du Ma_{eq} . Lorsque l'insertion de réactivité se poursuit, la puissance neutronique peut atteindre des valeurs proches de la puissance atteinte lors des oscillations de puissance, malgré tout cette valeur de puissance n'engendre pas des valeurs Ma_{eq} aussi élevées que celles observées durant la phase d'oscillation. Ceci est dû à la temporalité de cette hausse de puissance. Durant la phase d'oscillations, la puissance neutronique varie très rapidement, beaucoup plus rapidement que le temps de transport de sel dans le circuit combustible. Quand l'insertion de réactivité se poursuit, la hausse de puissance est beaucoup plus lente et la hausse de température plus faible, car le sel est transporté hors de la zone critique.

5.2. Etudes de sensibilités

Dans cette partie, plusieurs types de transitoires sont réalisés avec MIRRACL. Des variations de certains paramètres physicochimiques du sel ou paramètres structurels des réacteurs sont réalisées sur la version $MSFR_f$ du MSFR. L'objectif de cette partie étant d'étudier le comportement physique du réacteur, les conclusions pourront être

transposées au MSFR_c. L'intérêt de ces variations est de comprendre l'impact sur ce genre de transitoires que peuvent avoir des variations de design ou certaines incertitudes.

5.2.1 Importance du volume de sel hors de la zone critique

La circulation du sel dans le circuit combustible hors de la zone critique engendre une perte des précurseurs de neutrons retardés et donc une marge à la criticité prompte plus faible que si tous les précurseurs avaient déçu dans la zone critique. Cette perte de marge rend donc le réacteur plus nerveux. Il est légitime de se demander quels peuvent être les impacts de ces variations et de chercher à caractériser le Ma_{eq} pour observer si des variations de design engendrent de grandes variations dans l'importance de la compressibilité du sel sur le transitoire.

Pour réussir à quantifier les conséquences de la variation de volume de sel en dehors de la zone critique, deux types de calculs ont été réalisés. Le premier correspond à la sensibilité sur l'évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} défini pour caractériser le passage en phase compressible. Ce calcul permet d'estimer la probabilité que la compressibilité ait une grande importance sur le transitoire si le volume de sel hors de la zone critique augmente. Les seconds calculs correspondent à des calculs chaînés pour quantifier, sur un même transitoire de réactivité, l'impact de cette perte de précurseurs de neutrons retardés.

Premièrement, l'évolution des valeurs maximales du Ma_{eq} avec un volume hors cœur variable est affichée sur les figures 5.10 et 5.11. Chacun des calculs de MO-SAICS est composé d'une partie mise à l'équilibre puis le calcul du transitoire. Les états d'équilibres sont donc tous différents en fonction des différents calculs qui sont présentés ici. On observe sur ces calculs que, lorsque le volume de sel hors cœur augmente, la valeur maximale du Ma_{eq} calculé augmente aussi. Mais cette augmentation de Ma_{eq} est faible, surtout pour les transitoires d'insertion de réactivité de type rampes (qui sont les plus réalistes). Ceci signifie que la perte de précurseurs de neutrons retardés lors de l'augmentation du volume de sel hors cœur est suffisamment faible pour ne pas grandement changer l'évolution du Ma_{eq} . Cette perte de marge à la criticité prompte ne semble pas influencer l'importance de la compressibilité dans ces transitoires d'insertion de réactivité, mais peut être importante pour d'autres situations telles que l'oscillation de réactivité due aux fluctuations de température dans la zone critique. Les marges à la criticité promptes calculées sont reportées dans le tableau 5.9.

Les résultats des calculs chaînés sont affichés sur la figure 5.12 pour la version chlorure et sur la figure 5.13 pour la version fluorure. L'interprétation physique de l'évolution générale de ces grandeurs a été discutée dans le chapitre 4, ici l'objectif est de se concentrer sur les variations engendrées par les paramètres de sensibilité sur l'évolution de ces grandeurs. On observe dans ce calcul que, lorsque le volume de sel hors cœur augmente, la température maximale calculée lors de la phase compressible augmente. Ceci est dû au fait que la réactivité est plus élevée à l'équilibre. Cette réactivité plus élevée à l'origine peut donc être interprétée comme une insertion de réactivité plus élevée lors de la phase transitoire. Une réactivité insérée plus élevée engendre donc une température calculée plus élevée. Mais on observe que les

MSFR _f		MSFR _c	
Volume de sel hors cœur [m ³]	$\rho_n - \beta$ [pcm]	Volume de sel hors cœur [m ³]	$\rho_n - \beta$ [pcm]
9	133	30	120.7
11	124	40	106.6
13	116	50	96.3

FIGURE 5.9 – Evolution de la marge à la criticité prompte ($\rho_n - \beta$ [pcm]) en fonction du volume de sel en dehors de la zone critique.

variations induites par le volume de sel hors de la zone critique sont assez faibles, quelle que soit la version du MSFR.

Le volume de sel hors de la zone critique semble avoir peu d'importance sur le comportement du réacteur du point de vue de la compressibilité, quelle que soit la version du MSFR. En prenant la plus grande variation de volume de sel hors de la zone critique et la plus grande insertion de réactivité (1000 pcm instantané), les résultats obtenus permettent d'observer dans le MSFR_f qu'une variation de $\frac{13 - 9}{9} = 44$ % du volume de sel hors de la zone critique engendre une variation de valeur maximale du Ma_{eq} de $\frac{0.25 - 0.24}{0.24} = 4$ %. Pour la version MSFR_c, la variation de $\frac{50 - 30}{30} = 66$ % du volume hors de la zone critique engendre une variation de $\frac{0.55 - 0.52}{0.52} = 7$ % de la valeur maximale du Ma_{eq} . Ces variations engendrent peu de variation sur l'importance de la compressibilité et ont peu d'impact sur le comportement du réacteur durant le calcul compressible.

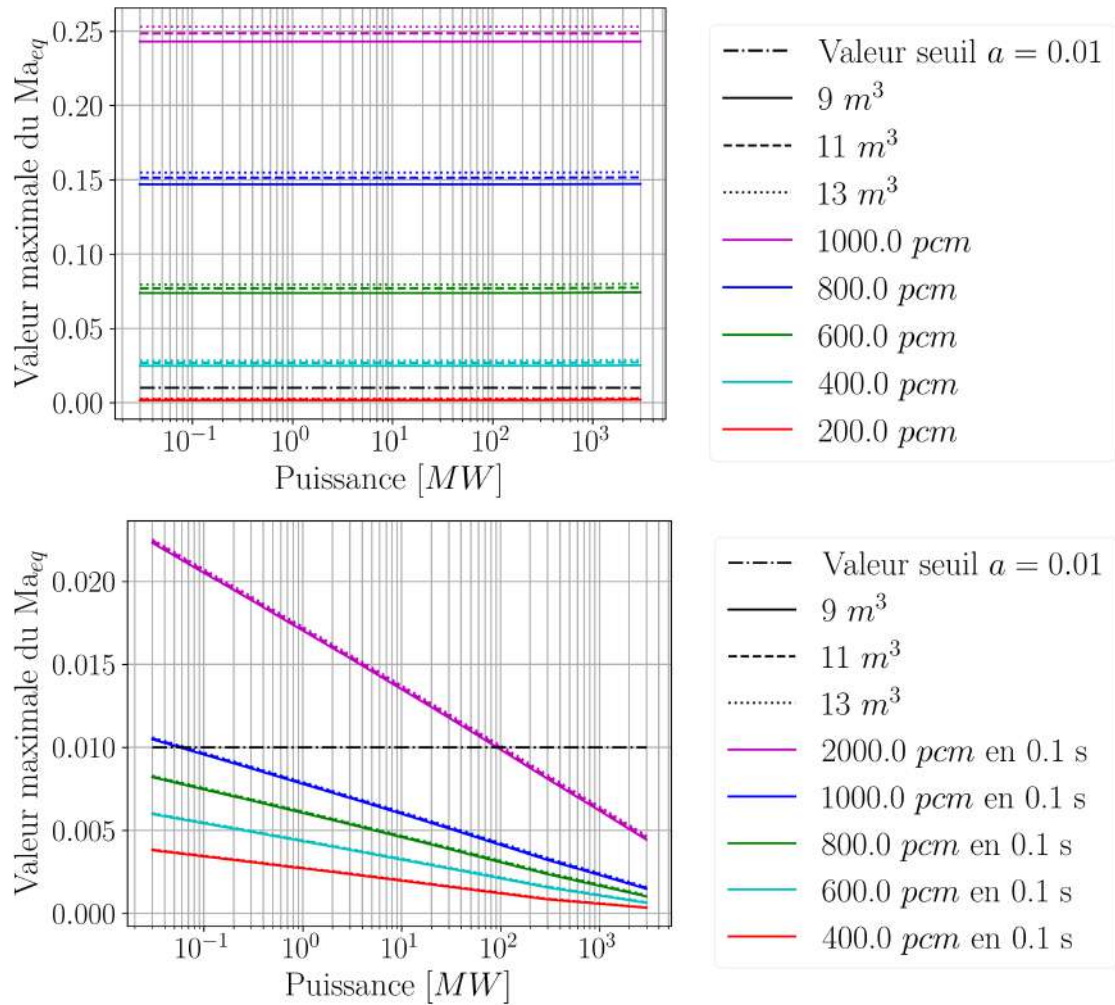


FIGURE 5.10 – Evolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version fluorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas). Sensibilité au volume de sel en dehors de la zone critique.

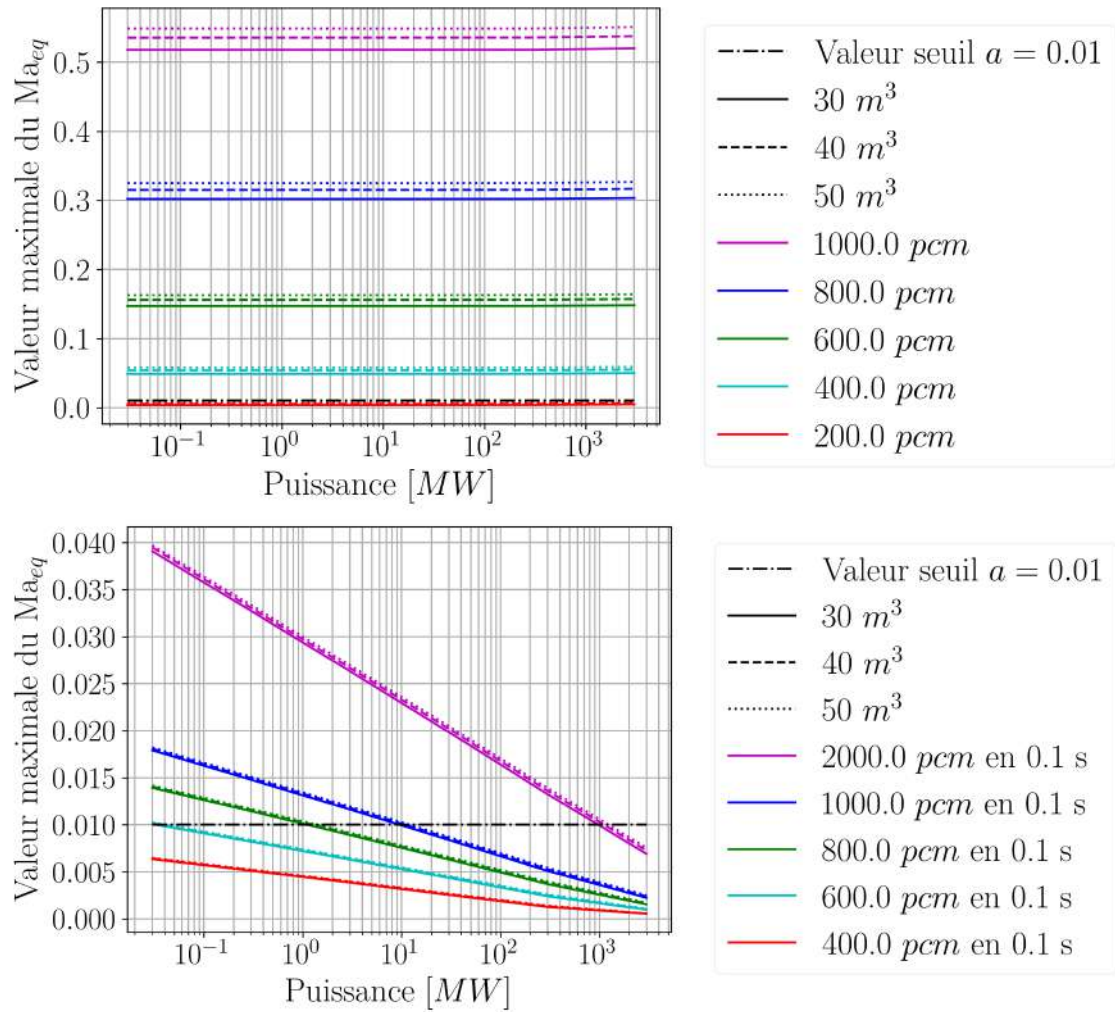


FIGURE 5.11 – Evolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version chlorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas). Sensibilité au volume de sel en dehors de la zone critique.

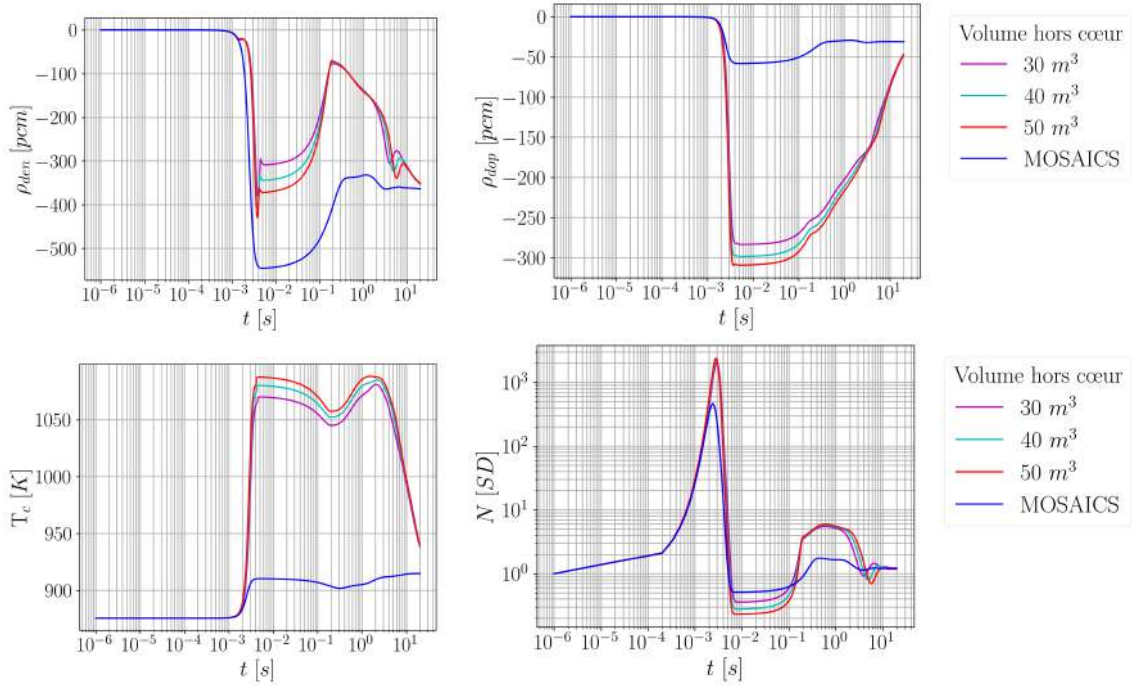


FIGURE 5.12 – Comparaisons d’un même transitoire pour plusieurs volumes de sel hors cœur pour le concept chlorure du MSFR. Evolution de la contre-réaction en densité, de la contre-réaction Doppler, de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la puissance neutronique.

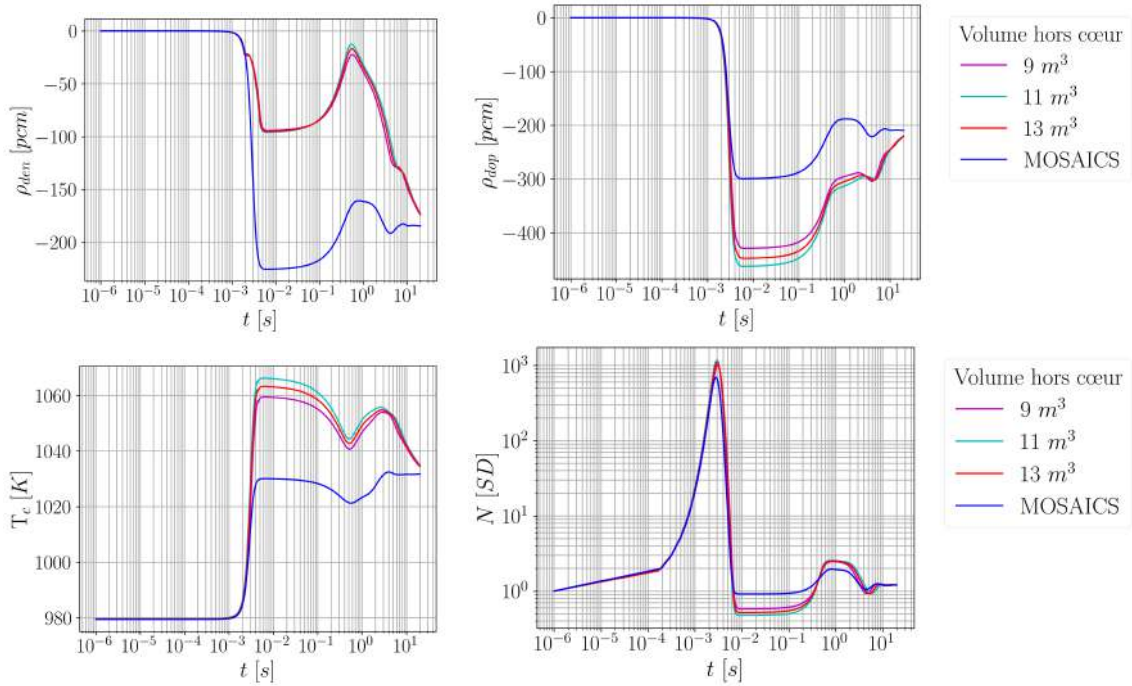


FIGURE 5.13 – Comparaisons d’un même transitoire pour plusieurs volumes de sel hors cœur pour le concept fluorure du MSFR. Evolution de la contre-réaction en densité, de la contre-réaction Doppler, de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la puissance neutronique.

5.2.2 Importance du débit de sel dans le circuit combustible

Le débit de sel dans le circuit combustible est constant en régime nominal. En situation de suivi de charge, pour éviter d'endommager les matériaux de structure à cause de variations de température, le débit de sel sera probablement adapté à la puissance de commande comme expliqué précédemment dans ce chapitre. La variation de débit de sel dans le circuit combustible change la vitesse du transport de la chaleur et la vitesse de transport des précurseurs de neutrons retardés.

L'objectif de cette partie est de savoir si la variation du débit de sel dans le circuit combustible change l'importance que va avoir la compressibilité au cours du calcul d'insertion de réactivité. Le calcul compressible ne sera pas étudié, car l'impact variations de débits sur le calcul compressible sera le même que pour le volume de sel hors cœur. Dans COCCINELLE, la convection du sel due au débit des pompes n'est pas modélisée donc le seul changement induit par la variation du débit de pompe vient de la perte des précurseurs de neutrons retardés lors de la phase compressible.

Les résultats de cette étude sont affichés sur la figure 5.14 pour la version fluorure et sur la figure 5.15 pour la version chlorure. On observe que l'augmentation de débit a tendance à augmenter la valeur maximale du Ma_{eq} et diminuer le débit a tendance à diminuer cette valeur maximale, mais ces variations sont très faibles. On observe que la variation du débit ne change quasiment rien à l'importance de la compressibilité lors d'accident d'insertion de réactivité.

Lors d'un transitoire d'insertion de réactivité, la puissance neutronique du cœur au début du transitoire influence fortement l'importance de la compressibilité, mais pas le débit dans le circuit combustible ou le volume de sel hors de la zone critique.

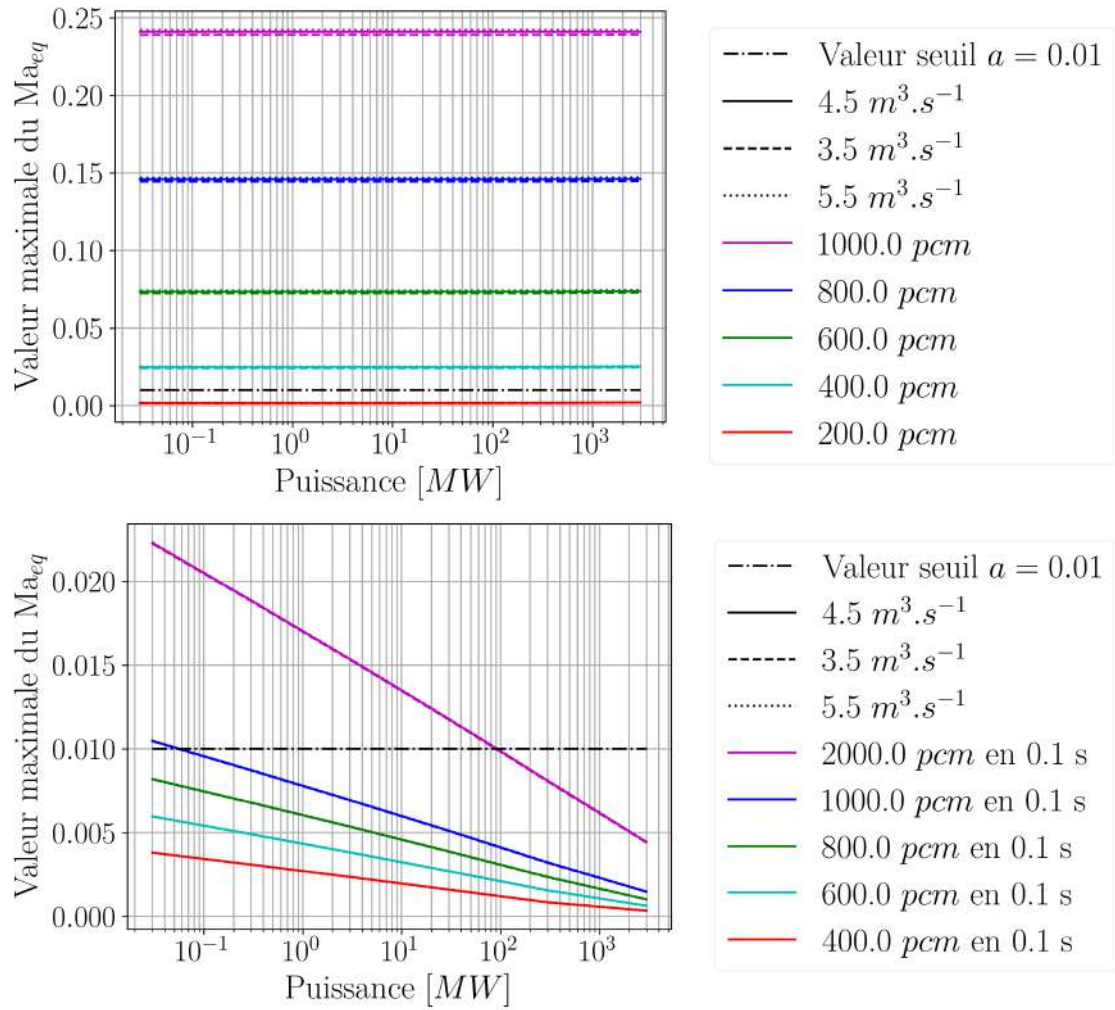


FIGURE 5.14 – Evolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version fluorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas). Sensibilité au débit de sel dans le circuit combustible.

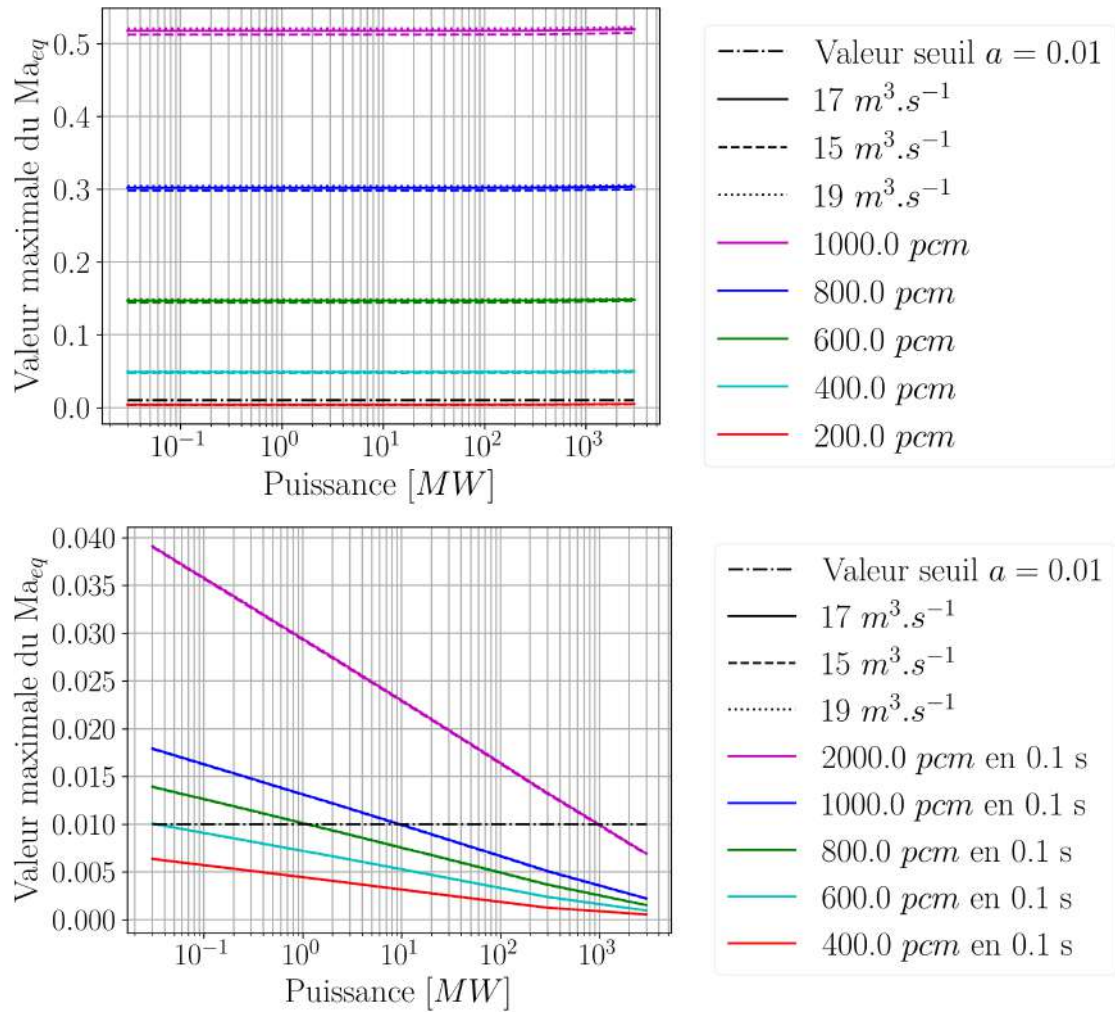


FIGURE 5.15 – Evolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version chlorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas). Sensibilité au débit de sel dans le circuit combustible.

5.2.3 Impact de la variation de la dilatabilité

La dilatabilité du sel est une grandeur physique très importante dans un transitoire d'insertion de réactivité, car elle impacte :

- La contre-réaction en densité ;
- L'augmentation de pression et du Ma_{eq} .

Or, la dilatabilité du sel est une grandeur entachée d'une incertitude assez élevée. Ces incertitudes proviennent du manque d'expériences réalisées avec des sels frais, mais aussi du peu d'irradiations réalisées sur des sels combustibles représentatifs pour mesurer la dilatabilité avec la présence des produits de fissions. Une sensibilité à la dilatabilité est réalisée pour avoir deux types d'informations : la probabilité d'occurrence d'une phase compressible lors d'un transitoire d'insertion de réactivité, et les conséquences de la phase compressible d'un transitoire d'insertion de réactivité.

Un ensemble de calculs ont été réalisés pour évaluer l'évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} . Les résultats sont affichés sur la figure 5.16 pour la version fluorure et sur la figure 5.17 pour la version chlorure. On observe sur ces résultats qu'une augmentation de la dilatabilité a tendance à augmenter aussi la valeur maximale du Ma_{eq} calculé. On observe qu'une variation de la dilatabilité engendre une plus grande variation de valeur maximale du Ma_{eq} en version fluorure qu'en version chlorure. Sur les insertions de 1000 pcm de type marche, l'augmentation de 10 % de la dilatabilité augmente de $\frac{0.26 - 0.24}{0.24} = 8.0$ % pour la version fluorure et de $\frac{0.53 - 0.51}{0.51} = 3.7$ % pour la version chlorure la valeur maximale du Ma_{eq} . La variation de dilatabilité engendre une plus grande variation de la valeur maximale du Ma_{eq} dans la version fluorure que dans la version chlorure. L'autre point important est que la sensibilité à la dilatabilité est plus élevée lorsque la puissance neutronique est faible. Les incertitudes sur la dilatabilité engendrent des variations plus grandes sur la valeur maximale du Ma_{eq} que la variation du volume de sel hors de la zone critique.

Les résultats de transitoires d'insertion de réactivité avec calcul de la phase compressible sont affichés sur la figure 5.18 pour la version chlorure et sur la figure 5.19 pour la version fluorure. On observe que la variation de dilatabilité engendre peu de variations sur les résultats du calcul chaîné. Une légère variation de la contre-réaction en densité est observée dans le calcul fluorure qui est beaucoup moins marquée dans le calcul chlorure. On observe en revanche de grandes variations sur l'évolution temporelle de la pression dans la zone critique. Lorsque la dilatabilité augmente, la hausse de température engendre une hausse de pression plus élevée, la dilatabilité a donc peu d'impact sur l'évolution neutronique, mais un impact plus élevé sur la tenue mécanique de la cuve. Les incertitudes de mesure liées à la valeur expérimentale de la dilatabilité engendrent donc une incertitude sur l'importance de la compressibilité lors de la modélisation des transitoires d'insertion de réactivité.

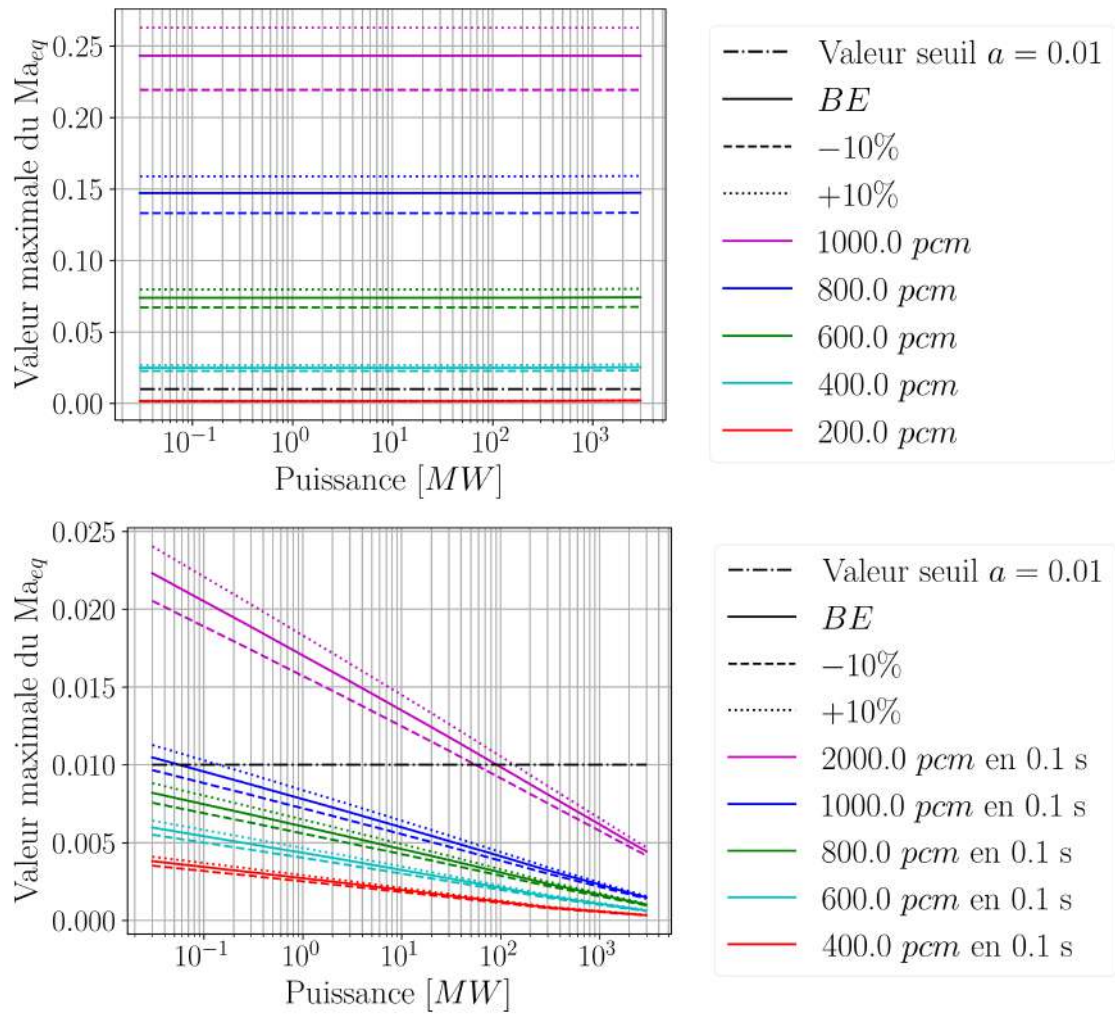


FIGURE 5.16 – Sensibilité à la dilatabilité de l'évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version fluorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas)

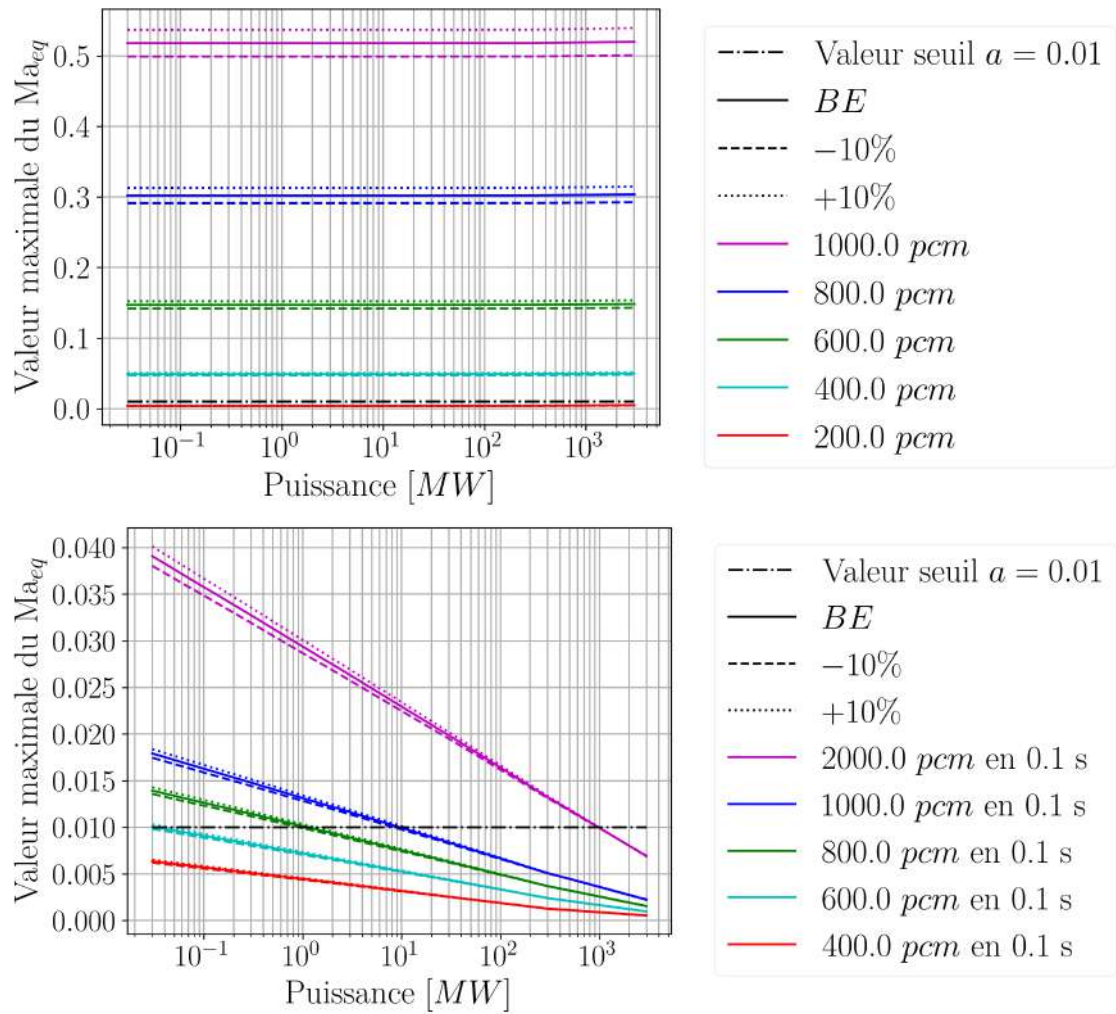


FIGURE 5.17 – Sensibilité à la dilatabilité de l'évolution de la valeur maximale du Ma_{eq} pour la version chlorure pour une insertion de type marche (haut) et une insertion de type rampe (bas)

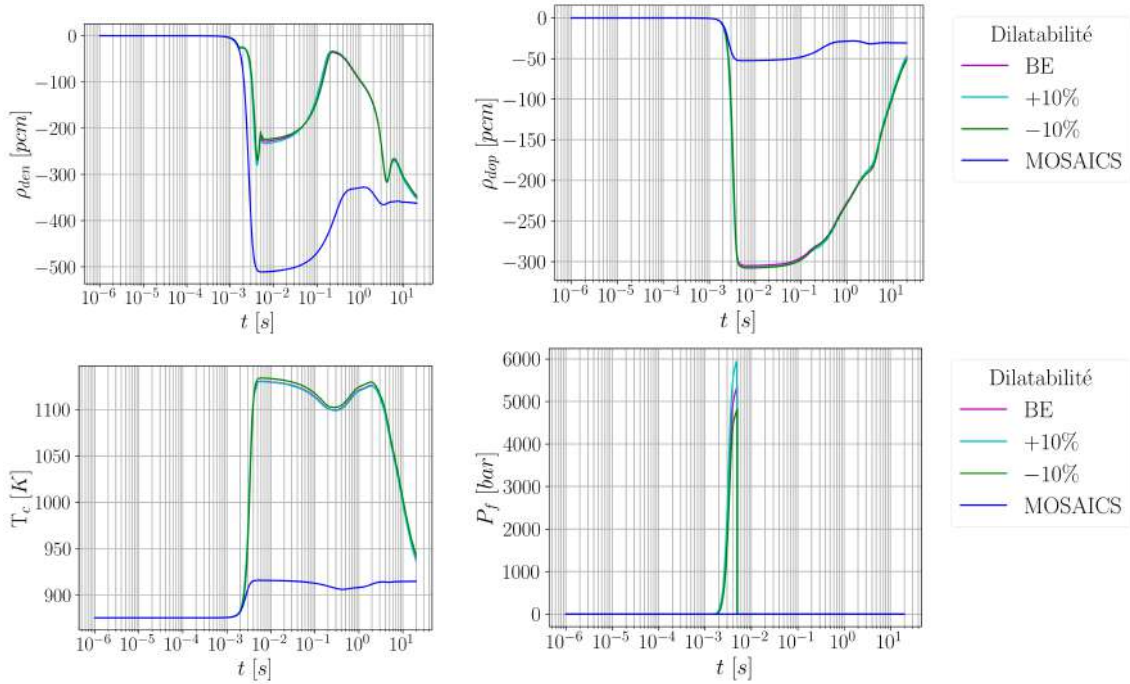


FIGURE 5.18 – Comparaisons d’un même transitoire pour plusieurs valeurs de dilatabilité pour le concept chlorure du MSFR. Evolution de la contre-réaction en densité, de la contre-réaction Doppler, de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la pression vue par les neutrons.

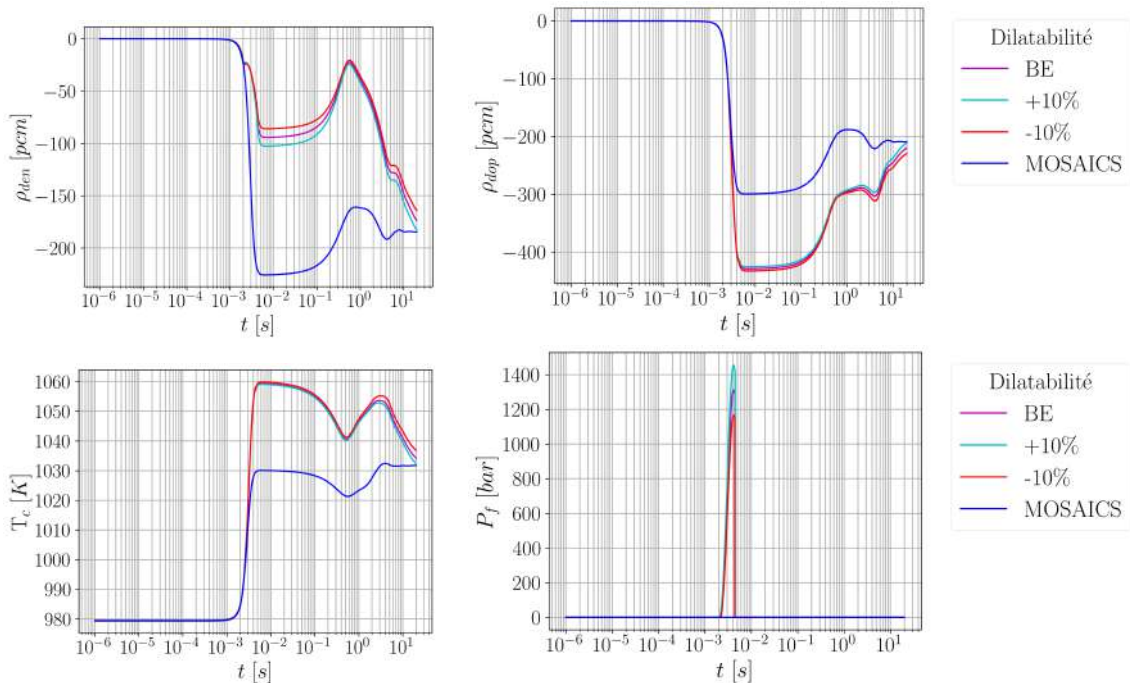


FIGURE 5.19 – Comparaisons d’un même transitoire pour plusieurs valeurs de dilatabilité pour le concept fluorure du MSFR. Evolution de la contre-réaction en densité, de la contre-réaction Doppler, de la température moyenne du sel dans la zone critique et de la pression vue par les neutrons.

5.3. Conclusions et perspectives

Ce chapitre se concentre sur la modélisation de différents transitoires à l'aide de la plateforme MIRRACl. Plusieurs transitoires ont été calculés pour étudier le comportement du réacteur et la possibilité pour ces transitoires d'engendrer des phases compressibles. Les transitoires "réalistes" étudiés ici (sur-refroidissement et augmentation du débit des pompes) n'engendrent pas de phase compressible d'après les calculs présentés. Malgré les temps très courts de sur-refroidissement et la variation brutale de puissance extraite peu réaliste, il semble que l'importance de la compressibilité reste très faible.

Les sensibilités réalisées sur certains paramètres pour étudier leur impact sur l'importance de la compressibilité ont permis de mettre en lumière que les choix de designs étudiés (volume de sel hors cœur et débit de sel dans le circuit combustible) ont un impact assez faible sur l'importance de la compressibilité et sur le transitoire compressible. D'autres choix de design n'ont pas encore été étudiés, mais pourraient avoir plus d'importance telle que le ratio hauteur sur diamètre de la zone critique qui peut grandement modifier les contre-réactions neutroniques. Changer la forme engendrera une augmentation des fuites (la forme orthocylindrique étant celle qui minimise les fuites) et donc une contre-réaction en densité probablement plus élevée. En fonction du réflecteur choisi, une modification de la forme du cœur peut augmenter l'interaction neutronique avec le réflecteur et par conséquent rendre le spectre neutronique moins dur ce qui augmente la contre-réaction Doppler. Ces variations devront être étudiées en détail pour déterminer leur importance et leur utilisation en termes de design.

L'étude de sensibilité sur la dilabilité a montré que des incertitudes sur certains paramètres physiques du sel engendrent de grandes variations sur l'importance de la compressibilité. L'impact sur le transitoire en prenant en compte la compressibilité peut avoir une faible importance sur la neutronique, mais son importance peut être forte sur des grandeurs telles que la pression dans le sel. Quelle que soit la version du MSFR, les calculs de comparaison entre les calculs compressibles et le calcul chaîné ont permis de montrer que la variation de certains paramètres (tels que les coefficients de contre-réaction) peut avoir un grand impact sur le comportement du réacteur durant un calcul compressible, mais un faible impact sur l'importance de la compressibilité (valeur du Ma_{eq}).

Chapitre 6

Techniques de mitigation des insertions de réactivité dans MOSAICS

L'outil MOSAICS a été présenté dans le chapitre 2 et la manière de modéliser la vidange a été détaillée dans ce chapitre antérieur. L'objectif de ce chapitre est de discuter de l'importance de la vidange et des transitoires que la vidange permet de mitiger. Des calculs d'insertions de réactivité sont réalisés avec MOSAICS pour évaluer le comportement de l'outil et faire une étude de sensibilité pour mettre en lumière certains choix de conception qui permettent de faire varier le temps de vidange.

Contenu du chapitre

6.1	Présentation de la vidange d'urgence . .	158
6.2	Sensibilité au nombre de systèmes de vi- dange	160
6.3	Conclusions et perspectives	163

6.1. Présentation de la vidange d'urgence

L'objectif de cette partie est de discuter des conséquences des transitoires d'insertions de réactivité que la vidange d'urgence doit pouvoir atténuer. L'objectif n'est pas d'acter définitivement les caractéristiques de la vidange d'urgence, mais d'étudier les caractéristiques de cette dernière et les paramètres sur lesquels agir en fonction du type d'insertions de réactivité qui seront utilisés comme insertions de références pour la vidange d'urgence.

Pour rappel, la vidange d'urgence peut se déclencher de deux manières : un déclenchement par fusion et un déclenchement par surpression. Une ligne de gaz sous pression relie le système de vidange, en bas du circuit combustible, au réservoir d'expansion en haut du circuit combustible. La pression dans ce gaz compense la pression hydrostatique du sel ce qui empêche le réacteur de se vidanger en fonctionnement nominal. Cette pression est plus élevée que la pression dans le réservoir d'expansion. Un matériau fusible et un disque de rupture sont placés dans le réservoir d'expansion. Le premier permet de déclencher la vidange lorsque le volume de sel dans le réservoir d'expansion augmente et que le sel entre en contact avec le matériau fusible. Une fois le contact réalisé, le matériau met un certain temps à fondre avant que la vidange ne se déclenche. Une fois le matériau fondu, la ligne de gaz reliant le réservoir d'expansion au système de vidange en bas de la cuve (voir figure 6.1) se dépressurise. Cette dépressurisation permet d'avoir la même pression en bas de la cuve que dans le réservoir d'expansion, ce qui permet la vidange du circuit combustible. Le volume de sel dans le réservoir d'expansion avant le contact avec le matériau fusible et le temps de fusion de ce matériau fusible avant le déclenchement sont deux paramètres qui peuvent varier pour permettre une plus grande amplitude de fonctionnement ou, a contrario, de restreindre l'amplitude de hausse de température du sel. Dans cette partie, le disque de rupture n'est pas étudié, son fonctionnement est réservé aux hausses de réactivité rapides. Lorsque le volume de sel dans le réservoir d'expansion augmente rapidement, la pression dans le gaz de pile augmente aussi rapidement, lorsque la différence de pression de chaque côté du disque de rupture est suffisante, ce dernier rompt. Ceci permet de dépressuriser le réservoir d'expansion et d'éjecter le sel combustible hors du circuit combustible pour éviter une montée en pression trop importante et pour ne pas endommager définitivement les matériaux de structure. Le système de vidange avec le matériau fusible et le disque de rupture sont affichés sur la figure 6.1.

Dans MOSAICS, le système de vidange est modélisé avec une perte de charge notée k_{ext} [SD], une longueur notée L_{ext} [m] et une surface de passage S_{ext} [m]. Cette perte de charge pilote le débit de masse de sel sortant du circuit combustible vers le réservoir de vidange d'urgence. De plus, le nombre de secteurs possédant un système de vidange est aussi une variable de conception. Dans les études précédentes [11], seulement 4 secteurs sont équipés de système de vidange. Le nombre de systèmes de vidange peut augmenter pour permettre une vidange plus rapide du circuit combustible. Il est probable que chercher à réduire les pertes de charges dans le système de vidange, rende le système plus propice à des vidanges intempestives. Ces quelques remarques ont pour objectif de mettre en lumière le nombre de paramètres potentiellement utilisables pour faire varier le débit de vidange et donc le

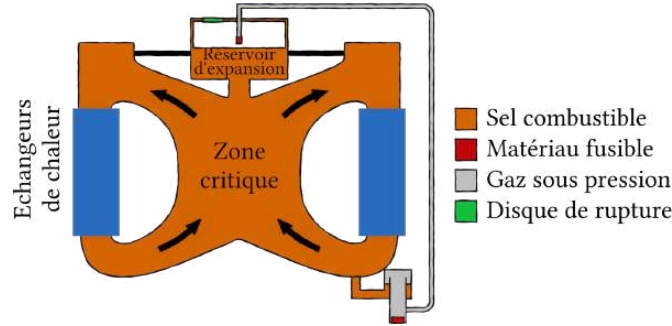


FIGURE 6.1 – Schéma du circuit combustible avec le système de vidange.

temps qu'il faut pour vidange le réacteur. La question qui se pose est de savoir quel genre de transitoire d'insertions de réactivité la vidange doit pouvoir permettre d'atténuer les conséquences. L'objectif est d'empêcher la température maximale du sel d'atteindre des valeurs qui pourraient endommager les parois.

La vidange d'urgence est considérée comme une situation d'urgence, la hausse de température du sel combustible nécessaire avant son déclenchement peut-être fixée comme la pire augmentation de température possible supportable pour les matériaux de structure avant leur endommagement. Cette "pire augmentation possible" correspond à la température qui peut engendrer des dégâts sur les parois. La température de fusion de l'hastelloy, matériau de structure de la cuve, est autour de 1600/1700 K (proche de la température de vaporisation du sel combustible). La température maximale que l'hastelloy-N pourrait supporter a été fixée à 1373 K eu égard à sa vitesse de déformation par fluage, comme cela a été considéré dans le travail de D. Gérardin [11]. L'objectif de la vidange est que la température maximale du sel reste en dessous de cette valeur. Ceci est l'objectif, il est maintenant nécessaire de savoir pour quels types de transitoire la vidange d'urgence est utile. Il paraît évident que la vidange d'urgence ne sert pas à endiguer des transitoires d'insertion de réactivité extrêmes tels que ceux étudiés dans les autres chapitres de cette thèse. Ces transitoires ont des échelles temporelles très courtes ; beaucoup trop courtes pour pouvoir être affectées par la vidange dont les échelles temporelles sont de l'ordre de la dizaine/centaine de secondes.

Le tableau 6.1 donne les grandeurs qui sont utilisées pour le système de vidange. Ces grandeurs ne sont pas représentatives d'un design particulier de système de vidange, ce dernier n'ayant pas été étudié suffisamment en détail pour connaître ses grandeurs caractéristiques. L'idée de cette étude est d'avoir une première idée du temps de vidange et de ce que MOSAICS peut modéliser pour de futures études.

L_{ext}	0.2 m
S_{ext}	0.03 m ²
k_{ext}	5

TABLE 6.1 – Grandeurs pour le système de vidange utilisées dans MOSAICS.

MOSAICS modélise pour l’instant seulement la vidange du réservoir d’expansion et s’arrête lorsque celui-ci est vide. Des développements futurs sont nécessaires pour pouvoir modéliser la vidange complète du circuit combustible. L’objectif de la vidange est de limiter les hausses de températures dans le circuit combustible pour protéger les parois et d’amener le sel dans une géométrie sous-critique et optimisée pour le refroidir. Pour évaluer l’intérêt de ce système et être pénalisant sur le transitoire de vidange, la rampe d’insertion de réactivité n’est pas arrêtée tout au long du transitoire.

6.2. Sensibilité au nombre de systèmes de vidange

Le système de vidange d’urgence est situé en sortie des échangeurs de chaleur, possiblement tous les secteurs ne sont pas équipés de système de vidange d’urgence. Cette première partie a pour objectif d’étudier le comportement du système en modifiant la quantité de secteurs possédant un système de vidange d’urgence. Sur la figure 6.2, le nombre de secteurs équipés de vannes de vidange d’urgence est de 4, 8 et 12. Les rampes d’insertions de réactivité vont de 40 pcm.s^{-1} à 400 pcm.s^{-1} . En se focalisant sur l’insertion de 400 pcm.s^{-1} , on observe que le volume de sel dans le réservoir d’expansion croît jusqu’à ce que la vidange se déclenche. Une fois cette vidange déclenchée, le réservoir se vide assez rapidement. Lorsque le nombre de secteurs équipés de système de vidange d’urgence croît, le réservoir d’expansion se vide plus rapidement. Mais il semble que cette diminution du temps de vidange sature avec l’augmentation du nombre de secteurs équipés de systèmes de vidange (le temps de vidange avec 12 secteurs équipés est proche du temps calculé avec 8 mais très loin du temps calculé avec 4). On en comprend la raison avec l’évolution du débit de masse dans chaque système de vidange \dot{m}_{ext} . Lorsque le nombre de secteurs équipés de système de vidange d’urgence augmente, le débit de masse dans chaque système de vidange d’urgence décroît.

On observe aussi sur ces résultats que le nombre de systèmes de vidange d’urgence change grandement la conclusion quant à l’efficacité de la mitigation de ce genre de transitoires. Avec 12 secteurs équipés de vannes de vidange, l’insertion de réactivité de 400 pcm.s^{-1} peut-être considérée comme correctement mitigée, car la température maximale du sel dans le tuyau haut ne dépasse pas les 1400 K alors que, pour 4 secteurs équipés, la température dépasse de beaucoup les 1800 K ce qui est très au-dessus de la température de fusion de l’hastelloy. On établit une conclusion similaire pour l’insertion de 280 pcm.s^{-1} , mais pour les deux autres (40 pcm.s^{-1} et 160 pcm.s^{-1}) insertions de réactivité : quelque soit le nombre de systèmes de vidange, le débit de sel dans les circuits de vidange est suffisant pour éviter à la hausse de température de dépasser la température de fusion de l’hastelloy-N.

Ce calcul permet de souligner que le design du système de vidange d’urgence est très dépendant du type d’insertion de réactivité considérée et que des modifications

de design existent pour rendre la vidange d'urgence plus efficace. Comme la variation du nombre de secteurs équipés de système de vidange d'urgence, le temps de déclenchement de cette dernière, le volume de sel dans le réservoir avant déclenchement de la vidange... Ces différents moyens possèdent tous des limites. Le nombre de secteurs totaux est limité (et leur impact sur le temps de vidange est décroissant avec le nombre de secteurs), le temps de déclenchement dépend du matériau fusible choisi et le volume de sel avant déclenchement dépend des transitoires prévus en utilisation normale du réacteur. En effet, le réacteur n'est pas prévu pour être rechargé en continu, mais plutôt par batchs espacés de quelques jours. Durant ces quelques jours, la consommation de noyaux fissiles engendre une baisse de la réactivité et donc une diminution de la température du sel pour maintenir le sel critique. D'autre part, des variations des transitoires de suivi de charges seront probablement prévues dans le fonctionnement du réacteur. Durant les transitoires de suivi de charge, la température de criticité du sel varie (sauf dans le cas où ce transitoire est fait avec un temps infini, ce qui ne sera pas le cas) et donc le volume de sel dans le réservoir d'expansion aussi. La limite basse du volume pour enclencher la vidange est donc choisie en fonction des caractéristiques de fonctionnement du réacteur et des études de sûreté qui seront réalisées pour le déclenchement de la vidange.

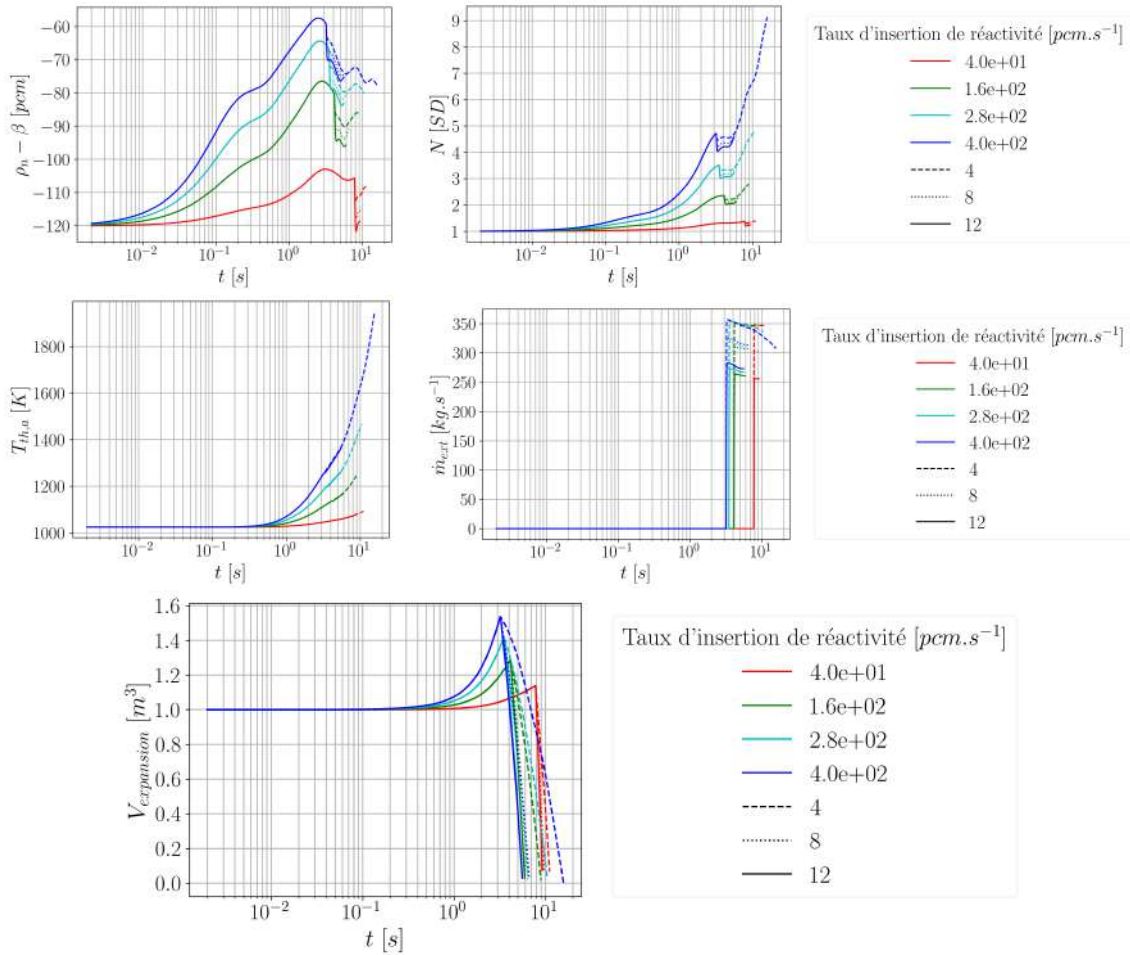


FIGURE 6.2 – Evolution de la marge à la criticité prompt $\rho_n - \beta$, de la puissance normalisée à la puissance nominale N , de la température dans le tuyau haut $T_{th,a}$, du débit de masse sortant dans chaque système de vidange d'urgence \dot{m}_{ext} et du volume de sel dans le réservoir d'expansion. La couleur des courbes correspond à la rampe d'insertion de réactivité et leur forme au nombre de secteurs équipés d'un système de vidange d'urgence.

6.3. Conclusions et perspectives

L'étude réalisée sur la vidange a permis de mettre en avant différents manques sur la définition du système de vidange et sur les transitoires dont cette fonction de sûreté doit atténuer les conséquences. Pour la définition du système de vidange, les grandeurs utilisées dans cette modélisation ne sont pas basées sur un design précis, ledit design étant en cours de définition. On observe aussi que, quel que soit le type d'insertion de réactivité dont le système de vidange doit pouvoir atténuer les conséquences, certains paramètres de conception sont accessibles pour rendre la vidange plus efficace et pour prendre des marges de sûreté autour du type de transitoire considéré. Le nombre de secteurs équipés de systèmes de vidange a été exploré, mais d'autres leviers ont été évoqués tels que le volume de sel avant déclenchement de la vidange.

Conclusions et perspectives

Parmi les six concepts de réacteurs de génération IV choisis par le GIF [4], le MSFR est un réacteur à combustible liquide circulant. Les noyaux lourds (actinides) sont dissous dans un sel liquide circulant d'une zone où la réaction en chaîne est autoentretenu (qui chauffe le sel) vers les échangeurs de chaleur où cette chaleur produite par les fissions de noyaux lourds est transférée du sel combustible vers un sel intermédiaire. Deux versions de ce type de réacteurs sont étudiées (le MSFR_c et le MSFR_f), respectivement pour une utilisation des cycles de combustible U/Pu et Th/U. Le cœur de ce type de réacteurs possède de grandes valeurs de coefficients de contre-réaction neutronique ce qui leur permet d'être très stables face à des variations (de réactivité, de puissance extraite...). Les variations de température et de densité engendrent des variations de réactivité qui ont tendance à stabiliser le réacteur autour de sa température de criticité. Le fait que le combustible soit sous forme liquide permet de facilement reconfigurer la géométrie du combustible dans une géométrie sous-critique optimisée pour évacuer la puissance résiduelle en cas d'urgence.

Dans les études précédentes, l'accident d'insertion de réactivité a été identifié comme un transitoire pénalisant pour la sûreté des réacteurs à sels fondus. En basant sur ces travaux précédents, le travail réalisé dans le cadre de ce doctorat a pour objectif d'étudier, avec une méthodologie top-down, les conséquences en termes de phénomènes physiques de transitoires d'insertion de réactivité. Une analyse phénoménologique des transitoires d'insertion de réactivité a été réalisée puis des outils de calculs ont été développés pour modéliser les phénomènes physiques identifiés dans l'analyse phénoménologique.

L'analyse phénoménologique de l'accident d'insertion de réactivité a permis de mettre en lumière deux phases différentes durant un accident d'insertion de réactivité. La première, modélisée avec l'outil MOSAICS (MOlten SALts Incompressible Calculation System), considère le sel comme un fluide incompressible. Cette hypothèse est vérifiée tant que le transitoire de pression n'est pas trop important. Elle permet de résoudre l'écoulement du sel dans le circuit combustible et le circuit intermédiaire avec un schéma numérique classique et des pas de temps suffisamment grands pour avoir une résolution en temps réel et donc un temps de calcul raisonnable (de l'ordre de l'heure à quelques heures). Dans la seconde phase identifiée, la compressibilité du sel joue un rôle significatif et est modélisée avec l'outil COCCI-

NELLE (COde Compressible de Calcul des INsertions de réactivitÉ dans les seLs chLorures ou fluorurEs). La modélisation de la compressibilité dans le calcul de transitoires dans les réacteurs à sels fondus est rare dans les études qui ont été et sont réalisées. Ceci est dû au fait que la modélisation de la compressibilité demande des temps de calcul beaucoup plus longs et des modèles de calcul beaucoup plus complexes que des calculs incompressibles pour le même niveau de résolution et son importance est très faible dans la modélisation des insertions de réactivité identifiées dans les travaux précédents.

Un des objectifs de ce travail est de réaliser des calculs de transitoires en conservant des temps de calcul faibles dans l'objectif d'utiliser ces outils de calculs pour réaliser des études de sensibilités sur des paramètres de conception ou sur les paramètres physico-chimiques des sels qui peuvent être entachés d'incertitudes fortes. La phase compressible étant coûteuse à modéliser en ressources de calcul, il a été décidé de séparer la modélisation de chacune des phases dans un outil de calcul dédié et de développer un outil de chainage nommé MIRRACI (Modélisation d'Insertion de Réactivité dans les Réacteurs à sels Chlorures) pour superviser le calcul. L'objectif de ces outils de calcul est de modéliser les chargements en pression et thermiques du réacteur lors de transitoires d'insertion de réactivité pour étudier les conséquences de tels chargements sur les structures. De premières études ont été réalisées dans ce travail, et les outils de calcul développés ici permettront de continuer les études sur ce sujet. Les insertions de réactivités réalisées ont montré que les hausses de température peuvent être très élevées. Dans ce travail, le rayonnement n'a pas été modélisé, le sel étant semi-transparent à certaines longueurs d'onde, lorsque la différence de température entre le sel au centre de la zone critique et les parois du réacteur devient suffisamment élevée, de la chaleur peut-être transmise instantanément. Les résultats présentés dans ce travail montrent que les hausses de température durant la phase compressible peuvent-être très élevées et dans cette situation, ce genre de physique peut avoir son importance, ce qui augmente le chargement thermique des structures.

L'outil MOSAICS est un code système permettant de modéliser le circuit combustible, le circuit intermédiaire et le transfert d'énergie de l'un à l'autre au sein des échangeurs de chaleur. Cet outil prend donc en compte le transport du sel et donc des précurseurs de neutrons retardés dans le circuit combustible et le fait qu'ils sortent du flux neutronique lorsque le sel est transféré dans les secteurs situés hors de la zone fissile. Cet outil de calcul permet donc de modéliser le comportement des deux versions chlorures et fluorures du MSFR quel que soit le débit du sel dans le circuit combustible et quel que soit le volume de sel en dehors de la zone critique.

Dans le cadre de sa validation, l'outil de calcul MOSAICS a été comparé aux résultats obtenus avec l'outil LiCore, les comparaisons entre les deux outils étant satisfaisantes. LiCore ayant été comparé à TFM-OpenFOAM, outil de CFD avec une résolution de la neutronique fine. Cette comparaison a permis de vérifier que l'implémentation de MOSAICS est correcte et que les résultats sont crédibles. La simplicité de la modélisation ne permet pas de rendre compte des transitoires dans toutes les versions du MSFR, mais la paramétrisation de l'outil permet de représenter des concepts très différents. Des développements de cet outil de calcul sont prévus pour continuer ce travail, en particulier sur la simulation de la vidange d'urgence

et de la vaporisation. Ces deux fonctionnalités ont été abordées de manière rapide dans ce travail, car des développements sont encore nécessaires.

L'outil COCCINELLE permet la modélisation de l'écoulement compressible du sel en ne modélisant que la zone critique et le réservoir d'expansion. La phase compressible étant une phase très courte (de quelques millisecondes à quelques dizaines de millisecondes), la prise en compte de la zone critique seule et du réservoir d'expansion se justifie en prenant en compte le fait que le temps de circulation du sel est très long devant le temps de cette phase.

L'outil COCCINELLE a été validé avec d'autres outils de calculs tels que SIMMER et SCONE et avec des résolutions analytiques sur des cas tests académiques. Cela a permis de vérifier notamment que la résolution dans l'outil de calcul des équations est correcte. Ces validations à effets séparés sont une première étape, d'autres étapes devront être réalisées pour valider le couplage de ces effets en particulier sur la modélisation neutronique qui n'a pas été vérifiée dans la situation compressible. En effet, lorsque la compressibilité est très importante, il est possible que certaines hypothèses de la modélisation neutronique telle que la stabilité spatiale au cours du temps de la nappe de flux neutronique puissent se révéler fausses.

L'outil MIRRACL permet de chaîner les outils MOSAICS et COCCINELLE à l'aide d'un nombre de Mach équivalent Ma_{eq} caractéristique de l'importance de la compressibilité dans le transitoire calculé. À l'aide de MIRRACL, plusieurs transitoires d'insertion de réactivité ont été étudiés et plusieurs études de sensibilités ont été réalisées. Le résultat le plus important de cette analyse est la dépendance de l'importance de la compressibilité avec la puissance initiale du réacteur. Ce résultat pose la question de l'état sûr du réacteur parfois défini comme un état de faible puissance. Or dans cette situation, la compressibilité joue un rôle très important.

La modélisation de la phase compressible a montré un comportement du réacteur assez différent des comportements obtenus en transitoire incompressible. Lorsque la compressibilité devient non négligeable dans le calcul du transitoire, l'effet de la contre-réaction en densité décroît et la stabilité du réacteur se retrouve assurée par la contre-réaction Doppler. Dans le cas de la version fluorure du MSFR, cette perte de la majeure partie de la contre-réaction en densité engendre une hausse de température plus élevée, ce qui ne semble pas poser de problème d'un point de vue de la sûreté. La hausse de température engendrée dans la version chlorure du MSFR est beaucoup plus grande que celle de la version fluorure, ce qui est plus problématique du point de vue de la sûreté. En effet, le spectre neutronique très dur engendré par le solvant de la version chlorure du MSFR confère à ce dernier une contre-réaction Doppler très faible et une contre-réaction en densité très élevée. La très forte contre-réaction totale assure la stabilité du réacteur en régime incompressible. Mais en régime compressible, la stabilité n'est pas autant garantie à cause de la perte de la plus grande partie de la contre-réaction en densité. La stabilité du réacteur en régime incompressible due à de très grandes valeurs de contre-réactions neutroniques est à discuter. En effet, les fluctuations de températures engendrées par les turbulences dans la zone critique engendrent des variations de la température vue par les neutrons. Ces variations de température engendrent des variations

de réactivité qui sont d'autant plus fortes que les coefficients de contre-réaction sont forts. Ces variations de réactivité engendrent des variations de puissances qui seront d'autant plus fortes que les variations de réactivité sont grandes.

Une partie de ce travail a consisté en l'étude de l'importance de la compressibilité pour caractériser les types de transitoires qui peuvent engendrer une phase compressible. Les études de sensibilités réalisées dans ce travail ont permis de montrer que des paramètres de conception tels que le volume de sel hors de la zone critique ou le débit de sel avaient peu d'impact sur la valeur du Mach équivalent Ma_{eq} (ce qui engendre une faible variation sur l'importance de la compressibilité, voir chapitre 5), mais aussi un faible impact sur le comportement du MSFR lors de la phase compressible. La sensibilité à la dilatabilité a montré des variations beaucoup plus importantes sur l'évolution de la valeur du Ma_{eq} . Plus la dilatabilité est grande, plus l'importance de la compressibilité l'est aussi. Ce résultat, qui était attendu, soulève que l'incertitude sur la valeur de la dilatabilité et la difficulté de calculer une valeur de dilatabilité pour un sel usé (avec présence de PFs dedans) engendre une incertitude sur l'importance de la compressibilité durant des transitoires d'insertion de réactivité. A contrario, la variation de dilatabilité engendre peu de variations sur l'évolution du transitoire compressible à l'exception de l'évolution de la pression calculée dans la zone critique. Ces variations de pression calculées auront des impacts sur la tenue des parois, mais durant ce travail, nous n'avons pas eu le temps de nous intéresser à ce sujet. Le paramètre le plus important des études de sensibilité qui ont été réalisées dans ce travail est la puissance neutronique au début du calcul. Plus cette dernière est faible, plus le Ma_{eq} atteint des valeurs élevées pour la même insertion de réactivité.

Les calculs de démarrage du réacteur qui ont pu être réalisés dans le passé [61] pourraient être revus pour prendre en compte la compressibilité du sel même si, dans les résultats de remplissage présentés dans l'étude de l'article [61], seulement l'effet Doppler est pris en compte pour le démarrage du MSFR_f. Ce type de calcul n'a, à notre connaissance, pas encore été réalisé pour les réacteurs à sels fondus chlorure, pour lesquels la phase compressible sera sûrement plus importante durant le remplissage du réacteur. Les hausses de température maximale engendrées ont déjà été étudiées, car l'effet de contre-réaction en densité est retiré de ces calculs. Mais les évolutions de pression et l'évolution maximale de la température due à la répartition spatiale du flux neutronique n'ont pas été étudiées dans le modèle 1D de la procédure de remplissage utilisé dans le travail [61].

La valeur seuil du nombre de Ma_{eq} permettant de basculer de MOSAICS à COCCINELLE, n'a pas été consolidée par manque de temps dans ce travail. Un travail postérieur devra être réalisé pour étudier en détail ce que mesure le Ma_{eq} . Des comparaisons entre des outils incompressibles et des outils compressibles sur des cas tests correctement définis pourront permettre d'affiner la valeur seuil qui sépare la phase compressible de la phase incompressible. La réalisation de ce genre de travail remettra peut-être en cause la valeur seuil utilisée pour le changement d'outil par MIRRACL. Cela ira probablement à une diminution de cette valeur. Ces comparaisons permettront d'affiner la compréhension de l'importance de la compressibilité et l'impact des valeurs seuils classiques du Ma_{eq} utilisées dans ce travail.

Lors des étapes de validations de COCCINELLE, les vérifications ont été réalisées par comparaisons sur des cas tests à effets séparés. L'approche 2D n'a pas été vérifiée dans ce travail tout comme la modélisation neutronique de cet outil de calcul. L'approche 2D a besoin d'être validée pour vérifier que la manière de calculer la vitesse du sel est correcte et que la non-prise en compte de transferts radiaux de masse et d'énergie n'engendre pas d'erreurs fondamentales dans les calculs. Le second point important des validations futures de COCCINELLE correspond à la validation du modèle neutronique. Dans la modélisation neutronique, la répartition spatiale du flux neutronique est considérée comme constante dans le temps. Or les ondes de pressions, si elles sont d'ampleur suffisante, peuvent déformer la nappe de flux neutronique. Il est nécessaire d'affiner la compréhension des caractéristiques qui pourraient engendrer des déformations de la nappe de flux (les valeurs de pressions qui peuvent engendrer de telles variations). Les deux versions du MSFR ne sont pas à égalité sur l'importance de la possible déformation de la nappe de flux. Le MSFR_c ayant un faible effet Doppler, les hausses de température et donc de pression sont très élevées lors de phases compressibles.

Au cours du développement de MOSAICS, un phénomène physique a été mis de côté dans le développement : la prise en compte de la puissance résiduelle. Ce phénomène n'a pas été pris en compte, car l'étude phénoménologique réalisée a montré que ce phénomène a une importance faible dans les transitoires modélisés dans ce travail. Pour d'autres types de transitoires tels que ceux de perte de pompes combustibles, de perte du fluide du circuit de conversion, ou de transitoire de suivi de charge lorsque la puissance de consigne est faible, la puissance résiduelle peut être très importante. La modélisation de cette puissance résiduelle sera importante donc dans MOSAICS pour utiliser cet outil de calcul dans d'autres situations. De même que la puissance résiduelle, la modélisation de la pompe s'est limitée à la prise en compte d'une pression motrice constante dans MOSAICS. Or, pour modéliser correctement le pilotage du réacteur lors de transitoire de variation de débit des pompes, il est important de modéliser les caractéristiques des pompes pour prendre en compte correctement leur comportement. Il semble que les modules de MOSAICS seraient capables de prendre en compte sans trop de modifications des caractéristiques de pompes. Les outils développés durant ce travail pourront aussi être utilisés (notamment au CEA) pour d'autres études, en particulier MOSAICS qui est déjà utilisé pour des études de pilotages en cours dans le travail de thèse de M. Mascaron.

L'étude de la vidange d'urgence qui a été réalisée dans le chapitre 6 a permis de mettre en évidence qu'il est nécessaire de travailler sur la définition de la vidange d'urgence et des types de transitoires que le système de vidange d'urgence permet de mitiger. Le déclenchement du système prévu actuellement se fait par dépressurisation d'une ligne de gaz engendrée par la fusion d'un matériau fusible après contact avec le sel combustible dans le réservoir d'expansion. Un design précis des systèmes tels que ceux existant déjà sur le marché permettra d'avoir une idée des pertes de charge attendues dans ce type de système et des marges de conception existantes pour faire varier les pertes de charge. Le type de transitoires que ce système permet de mitiger permettra d'avoir une meilleure idée du volume de sel dans le réservoir d'expansion avant le déclenchement de la vidange d'urgence. Des transitoires tels que le suivi de charge engendrent des variations de volume de sel dans le réservoir d'expansion, il est donc nécessaire de définir quels transitoires pourront être réalisés

avant que la vidange d'urgence ne se déclenche. Le transitoire qui semble le plus pénalisant à cet égard est le passage du combustible en convection naturelle lors de situations de pertes de refroidissement dans le circuit de conversion d'énergie.

Les outils qui ont été développés dans ce travail pourront aussi être utilisés dans d'autres types d'études, en particulier dans des études de sensibilités que nous n'avons pas eu le temps de réaliser dans ce travail. Des sensibilités sur certains paramètres de conception tels que la hauteur ou le diamètre du tuyau reliant la zone critique au réservoir d'expansion pourront avoir une grande importance dans le temps de dépressurisation de la zone critique ou sur l'impact de la contre-réaction en densité. Les transitoires de vaporisation du sel n'ont pas pu être étudiés en détail dans ce travail, mais cela semble important pour la suite de ce travail lorsque les insertions de réactivité sont telles que le sel passe sous forme vapeur durant la phase compressible. De plus, les sels fondus peuvent avoir des vaporisations avec des cinétiques et des comportements différents de la vaporisation de liquides classiques (dissociations) et il est important de mieux caractériser le comportement des sels fondus proche de la température de vaporisation et d'étudier les cinétiques de croissance de bulles dans le sel pour avoir une modélisation plus réaliste et complète de la manière dont le sel se vaporise. Ce genre de physique peut-être modélisée à l'aide d'un chaînage entre MIRRAI et un outil de thermochimie qui permettent de connaître l'évolution de l'état physique des composants présents dans le sel lors de variations de température.

Nombre de Mach équivalent

L'objectif de cette annexe est de justifier le nom de "nombre de Mach équivalent" utilisé dans ce travail pour le critère calculé dans MOSAICS permettant de quantifier l'importance de la compressibilité au cours du calcul. Comme cela a été discuté dans le chapitre 4, l'expression de ce nombre de Mach équivalent Ma_{eq} est le suivant :

$$\frac{\delta P}{\rho c_0^2} \quad (A.1)$$

Le δP correspond ici à la variation de pression entre le centre du cœur (volume qui monte rapidement en pression lorsque la puissance neutronique augmente rapidement) et un volume de sel n'étant pas chauffé comme le sel dans le réservoir d'expansion. Cette hausse de pression correspond à un saut de pression au niveau d'une onde de compression. Le schéma A.1 représente cette onde de compression avec les noms des grandeurs considérées.

En utilisant les équations de conservation de la masse et de la quantité de mouvement au niveau de la discontinuité de l'onde, on peut lier les pressions et les masses volumiques aux vitesses du sel en aval de l'onde et la vitesse de l'onde :

$$\begin{cases} \rho_-(c - u_-) = \rho_+(c - u_+) \\ \rho_-(c - u_-)^2 + P_- = \rho_+(c - u_+)^2 + P_+ \end{cases} \quad (A.2)$$

$$\Rightarrow \begin{cases} u_+^2 = (\rho_+ - \rho_-) \frac{P_+ - P_-}{\rho_+ \rho_-} \\ c^2 = \frac{\rho_+ P_+ - P_-}{\rho_- \rho_+ - \rho_-} \end{cases} \quad (A.3)$$

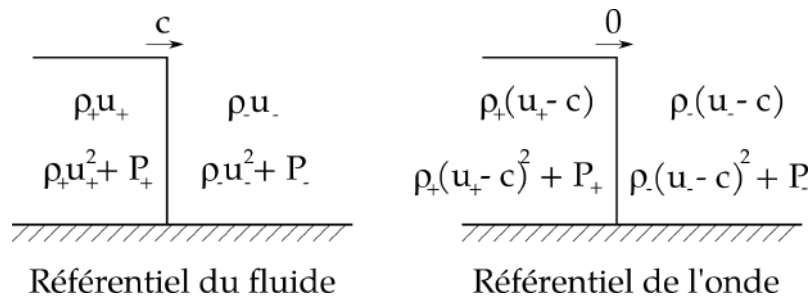


FIGURE A.1 – Schéma d'une onde de compression se propageant dans un milieu.

Dans le cas d'un liquide, la masse volumique dépend linéairement de la pression, ce qui permet d'écrire $\rho_+ \approx \rho_- + \frac{P_+ - P_-}{c_0^2}$. A partir de cette considération, on observe que la vitesse du fluide derrière l'onde de pression s'écrit :

$$u_+ \approx \frac{P_+ - P_-}{\rho_- c_0} \quad (\text{A.4})$$

$$\implies \frac{u_+}{c_0} \approx \frac{P_+ - P_-}{\rho_- c_0^2} \quad (\text{A.5})$$

On retrouve donc le critère obtenu dans le chapitre 4, qui peut donc s'écrire comme un nombre de Mach équivalent, d'où le nom qui lui a été donné.

Impact sur la puissance échangée de l'augmentation du débit de sel combustible

L'objectif de cette annexe est de justifier l'augmentation de la puissance échangée entre le circuit combustible et le circuit intermédiaire lorsque le débit de sel est modifié dans le circuit combustible. Il semble assez évident que le coefficient d'échange entre la paroi de l'échangeur et le sel combustible augmente, mais ça n'est pas le seul phénomène en jeu et cette annexe se focalise sur l'autre phénomène : l'augmentation de la différence de température entre les deux sels.

Pour cette partie, un système simple, mais représentatif sera résolu. Nous considérerons uniquement l'échangeur de chaleur à contre-courant utilisé et les deux sels : entrant et sortant de l'échangeur. La température du sel combustible à l'entrée de l'échangeur est notée T_{ce} et la température du sel en sortie est notée T_{cs} . Côté sel intermédiaire, la température d'entrée est notée T_{fe} et la température de sortie T_{fs} . Nous notons Q_c le débit de sel dans le circuit combustible et Q_f le débit de sel dans le circuit intermédiaire. Le schéma est représenté sur la figure B.1. On note P la puissance échangée entre les deux fluides, hS le coefficient d'échange thermique entre les deux fluides et ΔT_{LM} la différence de température logarithmique moyenne. Nous considérons toujours des états permanents pour ces calculs de puissance échangée. Dans cette situation, la puissance neutronique est toujours égale à la puissance échangée avec le circuit intermédiaire. Les relations entre les températures et les

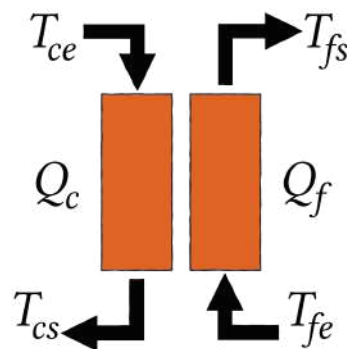


FIGURE B.1 – Schéma simplifié de l'échangeur de chaleur entre le circuit combustible et le circuit intermédiaire.

débits de sel s'écrivent :

$$\begin{cases} P = Q_c \rho_c C_{pc} (T_{ce} - T_{cs}) = \phi_c (T_{ce} - T_{cs}) \\ P = Q_f \rho_f C_{pf} (T_{fs} - T_{fe}) = \phi_f (T_{fs} - T_{fe}) \\ P = hS \Delta T_{LM} \end{cases} \quad (\text{B.1})$$

La différence de température logarithmique moyenne s'écrit :

$$\Delta T_{LM} = \frac{(T_{ce} - T_{fs}) - (T_{cs} - T_{fe})}{\ln \left(\frac{T_{ce} - T_{fs}}{T_{cs} - T_{fe}} \right)} \quad (\text{B.2})$$

L'objectif est d'écrire la puissance échangée entre les deux fluides avec uniquement T_{fe} , $T_{cm} = \frac{T_{ce} + T_{cs}}{2}$, ϕ_c et ϕ_f . Nous considérons ici T_{fe} et T_{cm} constantes, la première est facile à comprendre, car c'est la température d'entrée dans l'échangeur de chaleur côté intermédiaire. La seconde est due au fait que c'est au circuit combustible que nous nous intéressons. Comme cette partie s'intéresse uniquement aux régimes permanents, le circuit combustible est considéré comme critique. Pour pouvoir être critique, la température T_f du sel est égale à la température de criticité. Prendre la température moyenne T_{cm} constante est un peu inexact pour deux raisons. La première est que lorsque le débit augmente, plus de précurseurs décroissent hors de la zone critique et donc la température vue par les neutrons décroît très légèrement (dans les calculs présentés dans le chapitre 5, la variation de température est autour de 1 K pour une multiplication par 4 du débit de sel dans le circuit combustible). Deuxièmement, la température moyenne du sel combustible n'est pas celle réellement vue par les neutrons. Mais ceci permet d'avoir une bonne idée du comportement du réacteur qui ne s'éloigne que très peu de la réalité, car les deux points soulignés précédemment engendrent une variation faible de la température moyenne.

On écrit d'abord les températures d'entrée et de sortie du sel combustible en fonction de la température moyenne et la température de sortie du sel intermédiaire en fonction de la température d'entrée :

$$\begin{cases} T_{ce} = T_{cm} + \frac{P}{2\phi_c} \\ T_{cs} = T_{cm} - \frac{P}{2\phi_c} \\ T_{fs} = T_{fe} + \frac{P}{\phi_f} \end{cases} \quad (\text{B.3})$$

A partir de ces équations, le ΔT_{LM} s'écrit avec ces grandeurs :

$$\Delta T_{LM} = P \frac{\phi_f - \phi_c}{\phi_c \phi_f} \frac{1}{\ln \left(1 - \frac{P/\phi_f}{T_{cm} - \frac{P}{2\phi_c} - T_{fe}} \right)} \quad (\text{B.4})$$

L'expression de la puissance échangée en fonction du ΔT_{LM} s'écrit donc :

$$P \frac{\phi_f - \phi_c}{\phi_c \phi_f} \frac{1}{\ln \left(1 - \frac{P/\phi_f}{T_{cm} - \frac{P}{2\phi_c} - T_{fe}} \right)} = \frac{P}{hS} \quad (\text{B.5})$$

En manipulant cette expression, on écrit la puissance P comme :

$$P = \frac{\phi_f(T_{cm} - T_{fe})}{1 + \frac{\phi_f}{2\phi_c} \left(1 - e^{-\frac{hS}{\phi_f \phi_c}(\phi_f - \phi_c)} \right)} \quad (\text{B.6})$$

La dérivée de cette expression est un peu longue à obtenir, voici la version finale :

$$\frac{\partial P}{\partial \phi_c} = \frac{\phi_f(T_{cm} - T_{fe})}{\left[1 + \frac{\phi_f}{2\phi_c} \left(1 - e^{-\frac{hS}{\phi_f \phi_c}(\phi_f - \phi_c)} \right) \right]^2} \left(\frac{hS}{\phi_c^2} e^{-\frac{hS}{\phi_f \phi_c}(\phi_f - \phi_c)} + \frac{\phi_f}{2\phi_c^2} \left(1 - e^{-\frac{hS}{\phi_f \phi_c}(\phi_f - \phi_c)} \right)^2 \right) \quad (\text{B.7})$$

On observe que cette expression est toujours positive, car $T_{cm} > T_{fe}$, $\phi_c > 0$ et $\phi_f > 0$. Le fait que cette dérivée soit positive montre que, lorsque le débit de sel combustible augmente, la puissance échangée augmente, et ce même quand le coefficient d'échange thermique ne varie pas.

Evolution de la proportion de précurseurs en cœur avec le débit de sel

Pour étudier l'impact du débit de sel sur la proportion de précurseurs qui décroissent dans la zone critique, prenons une situation très schématique. Elle est suffisamment simple pour la résoudre analytiquement, mais proche du comportement des deux versions du MSFR. Un schéma du système résolu est représenté sur la figure C.1. Considérons deux volumes de sel (V_0 et V_1) parfaitement mélangés qui échangent du sel à un débit Q [$m^3.s^{-1}$]. L'hypothèse de mélange parfait est un bon moyen de représenter, avec une géométrie simple, le fait que la quantité de précurseurs qui entrent dans le volume V_0 est différente de la quantité de précurseurs qui en sortent. Ce qui est le cas dans le MSFR, car après avoir séjourné dans les secteurs, la concentration de précurseurs entrant dans la zone critique est plus faible que celle sortant de la zone critique, car certains auront décréu pendant le séjour. Dans le volume V_0 sont produits les précurseurs, considérons que le flux neutronique est uniforme dans le volume V_0 et nul dans le volume V_1 . L'objectif est d'étudier la variation de quantité de précurseurs qui décroissent dans le volume V_0 . Cette quantité s'écrit $\lambda V_0 C_0$ avec λ la constante de décroissance des précurseurs et C_0 la concentration de précurseur dans le volume V_0 . Considérons que la population neutronique est constante, car nous nous intéressons aux régimes permanents. La résolution de ce système simple est pertinente pour l'objectif de cette annexe, car le volume V_1 permet de représenter les secteurs du MSFR et le volume V_0 la zone critique.

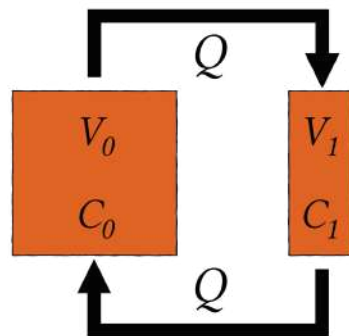


FIGURE C.1 – Système résolu pour l'étude de la quantité de précurseurs qui décroissent dans le cœur en fonction du débit de sel.

Les équations qui régissent l'évolution de la quantité de précurseurs dans les volumes V_0 et V_1 sont les suivantes :

$$\begin{cases} V_0 \frac{\partial}{\partial t} (C_0) = V_0 \frac{\beta N}{\Lambda} - \lambda V_0 C_0 - Q C_0 + Q C_1 \\ V_1 \frac{\partial}{\partial t} (C_1) = -\lambda V_1 C_1 - Q C_1 + Q C_0 \end{cases} \quad (\text{C.1})$$

Comme c'est le régime permanent qui nous intéresse, les équations s'écrivent :

$$\begin{cases} \lambda V_0 C_0 + Q C_0 - Q C_1 = V_0 \frac{\beta N}{\Lambda} \\ \lambda V_1 C_1 + Q C_1 - Q C_0 = 0 \end{cases} \quad (\text{C.2})$$

En inversant la matrice du système, on peut écrire la concentration de précurseurs dans le volume V_0 avec l'expression :

$$C_0 = \frac{\lambda + \frac{Q}{V_1}}{\lambda \left(\lambda + Q \frac{V_0 + V_1}{V_0 V_1} \right)} \frac{\beta N}{\Lambda} \quad (\text{C.3})$$

La quantité de précurseurs qui décroissent par seconde dans la zone critique s'écrit λC_0 , l'objectif est de savoir comment évolue cette quantité avec le débit de sel. C'est donc le signe de la dérivée de λC_0 qui nous intéresse. Cette quantité s'écrit :

$$\frac{\partial \lambda C_0}{\partial Q} = \frac{\beta N}{\Lambda} \frac{-\frac{1}{V_0} \lambda}{\left(\lambda + Q \frac{V_0 + V_1}{V_0 V_1} \right)^2} \quad (\text{C.4})$$

On observe que le signe de cette quantité est toujours négatif quelle que soit la constante de décroissance des précurseurs considérés et quel que soit le débit de sel. Ceci est dû au fait que la quantité de précurseurs dans le volume V_0 est plus élevée (car c'est ici qu'ils sont produits) que dans le volume V_1 . Augmenter le débit de sel augmente la quantité de précurseurs qui viennent du volume V_1 et augmente la quantité de précurseurs qui sortent du volume V_0 de la même manière. Mais la différence de quantité de précurseurs est au désavantage de la quantité de précurseurs dans le volume V_0 , car le débit de précurseurs entrant dans le volume V_0 est plus faible que le débit de précurseurs en sortant. Ceci engendre que la marge à la criticité prompte diminue lorsque le débit de sel dans le circuit combustible augmente. La perte de précurseurs de neutrons retardés est compensée par une baisse de la marge à la criticité prompte.

Bibliographie

- [1] European Commission and Joint Research Centre and Konings, S.Van Winkel, V.Rondinella, M.Peinador Veira, J.Vegh, A.Van Kalleveen, K.Lubomirova, V.Matuzas, S.Abousahl, B.Farrar, K.Nilsson, P.Peerani, M.Martin Ramos, F.Wastin, H.Gerbelova and P.Carbol, *Technical assessment of nuclear energy with respect to the ‘do no significant harm’ criteria of Regulation (EU) 2020/852 (‘Taxonomy Regulation’)*. Publications Office, 2021.
- [2] R.Hannah, “What are the safest and cleanest sources of energy?,” *Our World in Data*, 2020. <https://ourworldindata.org/safest-sources-of-energy>.
- [3] “GIF 2020 ANNUAL REPORT,” 2020. https://www.gen-4.org/gif/jcms/c_9260/public.
- [4] “Generation IV international forum, 2008 report,” 2008. https://www.gen-4.org/gif/jcms/c_43523/2008-annual-report.
- [5] M.Coste-Delclaux and C.Diop and A.Nicolas and B.Bonin, *Neutronique*. E-den, Une monographie de la Direction de l’énergie nucléaire, CEA Saclay ; Groupe Moniteur, June 2013.
- [6] L.JEFFERY, “Chapter 2 - neutron and precursor equations††this chapter is directed to evaluating form and data for the “lumped” model equations used subsequently; it may be omitted on a first reading. chapter 3 recapitulates the essential data and equations.” in *Nuclear Reactor Kinetics and Control* (J. LEWINS, ed.), pp. 30–55, Pergamon, 1978.
- [7] J.Guidez, and G.Prele, *Neutronics*, pp. 97–112. Paris : Atlantis Press, 2017.
- [8] E.Merle, *Le cycle Thorium en réacteurs à sels fondus peut-il être une solution au problème énergétique du XXIème siècle ? Le concept de TMSR-NM*. HDR, Institut National Polytechnique de Grenoble-INPG, 2008.
- [9] J-L.Guillet, Y.Guerin and B.Bonin, *Combustibles nucléaires*. E-den, Une monographie de la Direction de l’énergie nucléaire, CEA Saclay ; Groupe Moniteur, June 2008.
- [10] X.Doligez, *Influence du retraitement physico-chimique du sel combustible sur le comportement du MSFR et le dimensionnement de son unité de retraitement*. Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2010.
- [11] D.Gérardin, *Développement de méthodes et d’outils numériques pour l’étude de la sûreté du réacteur à sels fondus MSFR*. Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2018.

-
- [12] A.Nuttin, D.Heuer, A.Billebaud, R.Brissot, C.Le Brun, E.Liatard, J.-M.Loiseaux, L.Mathieu, O.Meplan, E.Merle-Lucotte, “Potential of thorium molten salt reactorsdetailed calculations and concept evolution with a view to large scale energy production,” *Progress in nuclear energy*, vol. 46, no. 1, pp. 77–99, 2005.
- [13] “Rapport du projet européen EVOL.” <https://cordis.europa.eu/project/id/249696/reporting>.
- [14] “Projet Européen SAMOFAR.” <http://samofar.eu/>.
- [15] “Projet Européen SAMOSAFER.” <http://samosafer.eu/>.
- [16] A. Laureau, A. Bellè, M. Allibert, D. Heuer, E. Merle and A. Pautz, “Unmoderated molten salt reactors design optimisation for power stability,” *Annals of Nuclear Energy*, vol. 177, p. 109265, 11 2022.
- [17] H. Pitois, E. Merle, A. Laureau and D. Heuer, “Convection naturelle dans le MSFR,” Rapport de stage Master 2, LPSC - IN2P3 - CNRS, GrenobleINP-Phelma, 2020.
- [18] M.Allibert, L.Giot, D.Heuer, A.Laureau and E.Merle, “Conseil Scientifique de l’IN2P3–3 et 4 février 2022 Thème "Nucléaire Energie"-Session Réacteurs à sels fondus,”
- [19] L.Mesthiviers, D.Heuer, E.Merle, G.Grassi, B.Morel and G.Senentz, “Actinide conversion capabilities of Molten Salt Reactors (MSR),” in *Proceedings of the International Conference Fast Reactor 2022*, 2022.
- [20] H. Pitois, D. Heuer, A. Laureau, E. Merle, M. Allibert, and S. Delpech, “A closed fuel cycle option using the msfr concept with chloride salts and the u/pu cycle,” in *Proceedings of the International Conference Global 2022*, 2022.
- [21] “ANDRA : Agence Nationale pour la gestion des Déchets Radioactifs.” <https://inventaire.andra.fr/les-donnees/les-matieres-radioactives>.
- [22] V.V.Ignatiev, O.S.Feynberg, A.V.Zagnitko, A.V.Merzlyakov, A.I.Surenkov, A.V.Panov, V.G.Subbotin, V.K.Afonichkin, V.A.Khokhlov and M.V.Kormilitsyn, “Molten-salt reactors : new possibilities, problems and solutions,” *Atomic energy*, vol. 112, no. 3, pp. 157–165, 2012.
- [23] V.Ignatiev, O.Feynberg, A.Merzlyakov, A.Surenkov, A.Zagnitko, V.Afonichkin, A.Bovet, V.Khokhlov, V.Subbotin and R.Fazilov, “Progress in development of MOSART concept with Th support,” in *Proceedings of ICAPP*, vol. 12394, 2012.
- [24] A.Tosolin, O.Benes, J-Y.Colle, P.Soucek, L.Luzzi, R.J.M. Konings, “Vaporization behaviour of the Molten Salt Fast Reactor fuel : The LiF-ThF4-UF4 system ,” *Journal of Nuclear Materials*, vol. 508, pp. 319–328, 2018.
- [25] O.Beneš and R.J.M.Konings, “Thermodynamic properties and phase diagrams of fluoride salts for nuclear applications,” *Journal of Fluorine Chemistry*, vol. 130, no. 1, pp. 22 – 29, 2009.
- [26] O.Benes, *Thermodynamics of Molten Salts for nuclear applications*. Thèse de doctorat, INSTITUTE OF CHEMICAL TECHNOLOGY, PRAGUE, 2008.
- [27] M.Brovchenko, *Etudes préliminaires de sûreté du réacteur à sels fondus MSFR*. Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2013.
-

-
- [28] E. Cervi and S. Lorenzi and A. Cammi and L. Luzzi, “Development of a multiphysics model for the study of fuel compressibility effects in the Molten Salt Fast Reactor,” *Chemical Engineering Science*, vol. 193, pp. 379–393, 2019.
- [29] A. Laureau, *Développement de modèles neutroniques pour le couplage thermo-hydraulique du MSFR et le calcul de paramètres cinétiques effectifs*. Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes, 2015.
- [30] A. Laureau, E. Rosier, E. Merle, S. Beils, O. Bruneau, J.C. Blanchon, R. Gathmann, D. Heuer, F. Passelaigue, F. Vaiana, A. Zanini, “The LiCore Power Plant Simulator of the Molten Salt Fast Reactor,” *PHYSOR 2020 : Transition to a Scalable Nuclear Future*, 2020.
- [31] O. Reynolds, “Iv. on the dynamical theory of incompressible viscous fluids and the determination of the criterion,” *Philosophical transactions of the royal society of london. (a.)*, no. 186, pp. 123–164, 1895.
- [32] J. SMAGORINSKY, “General circulation experiments with the primitive equations : I. the basic experiment,” *Monthly Weather Review*, vol. 91, no. 3, pp. 99 – 164, 1963.
- [33] H. Rouch and O. Geoffroy and P. Rubiolo and A. Laureau and M. Brovchenko and D. Heuer and E. Merle, “Preliminary thermal–hydraulic core design of the molten salt fast reactor (msfr),” *Annals of Nuclear Energy*, vol. 64, pp. 449–456, 2014.
- [34] A. Laureau, M. Aufiero, P. Rubiolo, E. Merle and D. Heuer, “Coupled neutronics and thermal-hydraulics transient calculations based on a fission matrix approach : application to the molten salt fast reactor,” in *Joint International Conference on Mathematics and Computation, Supercomputing in Nuclear Applications and the Monte Carlo Method (M&C+ SNA+ MC 2015)*, Nashville, USA, 2015.
- [35] J. Leppnen, M. Pusa, T. Viitanen, V. Valtavirta , T. Kaltiaisenaho, “The Serpent Monte Carlo Code : Status, Development and Applications in 2013,” 06 June 2014.
- [36] F. Reitsma, M.H. Subki, J.C. Luque-Gutierrez, S. Bouchet, *Advances in Small Modular Reactor Technology Developments*. International Atomic Energy Agency (IAEA), 2020.
- [37] G. Houdayer, J.C. Rousseau and B. Brun, “Cathare code and its qualification on analytical experiments,” tech. rep., 1983.
- [38] D. Tenchine, R. Baviere, P. Bazin, F. Ducros, G. Geffraye, D. Kadri, F. Perdu, D. Pialla, B. Rameau and N. Tauveron, “Status of cathare code for sodium cooled fast reactors,” *Nuclear Engineering and Design*, vol. 245, pp. 140–152, 2012.
- [39] G. Geffraye, F. Bentivoglio, A. Messie, A. Ruby, M. Saez, N. Tauveron and A. Widlund, “Overview of gas cooled reactors’ applications with CATHARE,” Jul 2005.
- [40] P. Chuanxin, Y. Xiao, P. Jinfeng, Z. Xiaokang, H. Yanping, and X. Zejun, “CATHARE simulation on coupled neutronics/thermal-hydraulics of molten salt reactor (MSR),” *Nuclear Power Engineering*, vol. 34, Aug 2013.
- [41] D. Schneider, F. Dolci, F. Gabriel, J.-M. Palau, M. Guillo, and B. Pothet, “APOLLO3® CEA/DEN deterministic multi-purpose code for reactor physics analysis,” in *PHYSOR 2016 – Unifying Theory and Experiments in the 21st*
-

- Century*, (Sun Valley, United States), May 2016. APOLLO3® is a registered trademark of CEA.
- [42] G.Bois, “Direct numerical simulation of a turbulent bubbly flow in a vertical channel : Towards an improved second-order reynolds stress model,” *Nuclear Engineering and Design*, vol. 321, pp. 92–103, Sept. 2017.
- [43] U.Bieder, Y.Gorsse and F.Martin, “Molten salt fast reactors : A thermal-hydraulics study with rans models and large eddy simulations,” *Energy Reliability conference*, 2019.
- [44] S.M.Bowman, “Scale 6 : Comprehensive nuclear safety analysis code system,” *Nuclear Technology*, vol. 174, no. 2, pp. 126–148, 2011.
- [45] B.R.Betzler and J.J.Powers and A.Worrall, “Molten salt reactor neutronics and fuel cycle modeling and simulation with scale,” *Annals of Nuclear Energy*, vol. 101, pp. 489–503, 2017.
- [46] E.E.Pettersen, K.Mikityuk, “Simulating Circulating-Fuel Fast Reactors with the Coupled TRACE-PARCS Code,” *International Conference on Fast Reactors and Related Fuel Cycles : Next Generation Nuclear Systems for Sustainable Development (FR17)*, 2017.
- [47] A.Srivastava, D.K.Dwivedi and U.Kannan, “Transient Analysis of VVER-1000 X2 benchmark with ARCH code,” in *Proceedings of Advances in Reactor Physics 2022*.
- [48] I.Singh, A.Gupta1 and U.Kannan , “DEVELOPMENT OF A NEW CODE MSDYN FOR SAFETY ANALYSIS OF MOLTEN SALT REACTORS (MSRs),” in *Proceedings of Advances in Reactor Physics 2022*.
- [49] E. Cervi, S. Lorenzi, A. Cammi, L. Luzzi, “Development of a multiphysics model for the study of fuel compressibility effet in Molten Salt Fast Reactor,” *Chemical Engineering Science*, 2019.
- [50] P. Durliat, “Etude et mise en place d’un couplage neutronique-dynamique rapide pour l’étude du régime surcritique prompt dans les réacteurs à sels fondus,” Rapport de stage Master 2, 08 2021.
- [51] R.Barjon, *Nuclear reactor physics. Physique des reacteurs nucleaires*. Jan 1993.
- [52] C.Herer, “Thermohydraulique des réacteurs à eau sous pression,” *Techniques de l’ingénieur Génie nucléaire*, vol. base documentaire : TIP180WEB., no. ref. article : bn3050, 2018. fre.
- [53] L.Zhang, *Modélisation, analyse, et simulation d’écoulements en thermohydraulique par modèles 6 équations* . Thèse de doctorat, Université Paris Saclay, 2017.
- [54] P.Galon and S.Potapov, “Méthode des volumes finis pour les écoulements compressibles,” 06 2004.
- [55] I.E.Idel’cik, *MEMENTO DES PERTES DE CHARGES*. Collection de la Direction des Etudes et Recherches d’Electricite de France, Eyrolles, 1986.
- [56] K.Tang, A.Beccantini and C.Corre, “Combining discrete equations method and upwind downwind-controlled splitting for non-reacting and reacting two-fluid computations : One dimensional case,” *Computers and Fluids*, vol. 93, pp. 74–90, 2014.

- [57] K. Satoru, Y. Hidemasa, T. Yoshiharu, F. Satoshi, K. Kenji, W. Maschek, P. Coste, “Phase 2 code assessment of SIMMER-III; A computer program for LMFR core disruptive accident analysis,” 09 2000.
- [58] M.Zabiego and C.Fochesato, “Corium-sodium interaction the development of the SCONE software,” in *NURETH-17 - 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics*, (Xi-An, China), Sept. 2017.
- [59] J.Joucla, P.Probst, “DIPE : Determination of input parameters uncertainties methodology applied to CATHARE V2.5 1 thermal-hydraulics code,” Jul 2007.
- [60] F.M.White, *Fluid Mechanics*. McGraw-Hill series in mechanical engineering, McGraw-Hill, 2003.
- [61] D. Heuer, A. Laureau, E. Merle-Lucotte, M. Allibert, and D. Gerardin, “A starting procedure for the msfr : approach to criticality and incident analysis,” in *Proceedings of the ICAPP'2017 International Conference, Kyoto, Japan*, 2017.

