



HAL
open science

Analyse multicritère des marges de pilotage d'un réacteur à sel fondu

Martin Mascaron

► **To cite this version:**

Martin Mascaron. Analyse multicritère des marges de pilotage d'un réacteur à sel fondu. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Université Grenoble Alpes [2020-..], 2024. Français. NNT : 2024GRALI049 . tel-04851277

HAL Id: tel-04851277

<https://theses.hal.science/tel-04851277v1>

Submitted on 20 Dec 2024

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

École doctorale : I-MEP² - Ingénierie - Matériaux, Mécanique, Environnement, Energétique, Procédés, Production

Spécialité : MEP - Mécanique des fluides Energétique, Procédés

Unité de recherche : Laboratoire de Physique Subatomique et Cosmologie

Analyse multicritère des marges de pilotage d'un réacteur à sel fondu

Multicriteria analysis of operating margins for a molten salt reactor

Présentée par :

Martin MASCARON

Direction de thèse :

Frédéric BERTRAND

DIRECTEUR DE RECHERCHE, CEA - Centre de Grenoble

Directeur de thèse

Elsa MERLE

PROFESSEURE DES UNIVERSITES, GRENOBLE INP - UGA

Co-encadrante de thèse

Rapporteurs :

Andrei RINEISKI

SENIOR SCIENTIST, Karlsruher Institut für Technologie

François LANZETTA

PROFESSEUR DES UNIVERSITES, Université de Franche-Comté

Thèse soutenue publiquement le **25 septembre 2024**, devant le jury composé de :

Olivier BOUTIN,

PROFESSEUR DES UNIVERSITES, Aix-Marseille Université

Président

Frédéric BERTRAND,

DIRECTEUR DE RECHERCHE, CEA centre de Cadarache

Directeur de thèse

Andrei RINEISKI,

SENIOR SCIENTIST, Karlsruher Institut für Technologie

Rapporteur

François LANZETTA,

PROFESSEUR DES UNIVERSITES, Université de Franche-Comté

Rapporteur

Laurent DAVOUST,

PROFESSEUR DES UNIVERSITES, Grenoble INP - UGA

Examineur

Axel LAUREAU,

CHARGE DE RECHERCHE, CNRS délégation Alpes

Examineur

Delphine GERARDIN,

INGENIEURE DE RECHERCHE, EDF R&D

Examinatrice

Invités :

Vincent Pascal

INGENIEUR DE RECHERCHE, CEA

Johann Martinet

INGENIEUR DE RECHERCHE, CEA



Remerciements

Pour ouvrir le bal, je tiens à remercier l'ensemble de mon jury de thèse d'avoir accepté d'évaluer le présent travail, et pour les discussions enrichissantes durant la soutenance. Un remerciement supplémentaire est adressé à son président, Olivier Boutin, pour son aide et sa patience lorsque la visio a planté à mi-chemin, et aux rapporteurs François Lanzetta et Andrei Rineiski, qui ont contribué par leurs remarques et questions à améliorer les 200 pages suivantes de ce document. Ces travaux de thèse ont également été grandement enrichis grâce aux échanges avec mon CSI, que je remercie.

Je remercie chaleureusement mes directeurs et encadrants de thèse, Frédéric Bertrand et Elsa Merle, ainsi que Johann Martinet et Vincent Pascal. D'abord, et avant tout, pour leur appui technique, organisationnel et humain tout au long de ces trois ans. Si j'ai pu mener à bien ces travaux, c'est grâce à leurs connaissances encyclopédiques, et à la confiance qu'ils m'ont témoignée. Je les remercie enfin d'avoir consacré, aux moments fatidiques, une grande partie de leur temps à écouter mes répétitions, relire mes rapports et articles, et ce manuscrit qui, nous l'avons dit, fait 200 pages. Je ne sais plus quel philosophe a dit que ce qui est plus difficile que d'écrire un manuscrit de thèse, c'est d'en lire un.

Enfin, je tiens à remercier les chefs de labo que j'ai connus durant ma thèse, Maxime Guyot et Sébastien Vincent, ainsi que le chef de service Gérard Mignot et ses adjoints, de leur accueil au sein du laboratoire et du service, et d'avoir bien voulu que je continue à m'y épanouir.

En effet, j'ai eu l'occasion de rencontrer bon nombre de personnes à Cadarache qui ont rendu cette expérience de thèse plus belle encore. Je remercie les « à peu près jeunes » pour la *grave* bonne ambiance qu'ils font régner, que ce soit avant 16h35, autour d'un café trop mauvais en salle de pause, ou bien après l'heure fatidique, autour d'une bière trop chère à Aix. Comme il serait difficile de faire tenir en une demi-page mes trop nombreux collègues à remercier, je cite seulement quelques groupes : mes anciens co-bureaux, les thésards d'avant et suivants (LPSC compris), le grupetto pédalache, les italiens, et plus encore les espagnols.

En-dehors de ce petit monde bien rempli de chercheurs atomiques, je salue également les membres de l'estimé ciné-club, ainsi que les joueurs de la ChAGMaRoKE-DJ, tout simplement la meilleure équipe de volley. Un clin d'œil aussi à mes amis un peu plus lointains, des Mines, chez qui il est toujours bon de squatter un canapé-lit quand je veux aller aux Invalides, et Brad Pitt, ou du moins son sosie, toujours prêt à me montrer le système nerveux de l'Europe.

Je remercie aussi pêle-mêle : Arte, Shigeru Miyamoto et Eiji Aonuma, l'IGN, la côte bleue, un peu, l'Atlantique, déjà plus, les Alpes et les Pyrénées, bien évidemment. Et puis surtout mes vélos, mes plus fidèles compagnons d'échappée.

Enfin, toutes mes pensées vont à ma famille, de mes grand-mères à mes nièces. Merci à mes sœurs et mes parents, pour tout. J'ai été heureux qu'on soit tous réunis pour la soutenance. D'ailleurs, je salue aussi ma famille del otro lado, dont guapa est évidemment le missing link. Merci à elle pour son soutien sans faille sur presque toute la thèse, de « E à Z ».

Table des matières

Remerciements	3
Table des matières	4
Abstract	6
Résumé	7
Introduction	8
Chapitre 1. Etat de l'art sur le pilotage des réacteurs à sels fondus	11
1.1. Eléments généraux sur les réacteurs nucléaires	12
1.2. Les réacteurs à sels fondus (RSF)	29
1.3. Pilotage des réacteurs à sels fondus	43
1.4. Bilan de l'état de l'art	45
Chapitre 2. Problématique et méthodologie	49
2.1. Problématique de la thèse	50
2.2. Méthodologie de pré-dimensionnement d'un RSF avec définition d'une stratégie de pilotage	51
2.3. Organisation du manuscrit	59
Chapitre 3. Modèles et outils de calcul	61
3.1. Outils de conception thermohydraulique	62
3.2. Modèle R2P2	67
3.3. Code MOSAICS	70
3.4. Méthodes et outils statistiques	85
Chapitre 4. Pré-dimensionnement du réacteur ARAMIS-P	93
4.1. Configuration de référence du réacteur ARAMIS-P	94
4.2. Discussion sur les volumes de sel combustible et pré-dimensionnement des IHX à plaques	99
4.3. Pré-dimensionnement du circuit intermédiaire et du SCE	103
4.4. Etude d'options alternatives pour la conception d'ARAMIS-P	108
4.5. Conclusion	113
Chapitre 5. Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal .	117
5.1. Définition des stratégies de pilotage par l'étude des états d'équilibre	118
5.2. Comportement du réacteur ARAMIS-P lors d'un transitoire piloté de variation de puissance	125
5.3. Réglage des correcteurs PID pour le suivi de charge	135
5.4. Conclusion	145

Chapitre 6. Analyse physico-statistique de transitoires accidentels non-protégés.....	149
6.1. Analyse physique de transitoires accidentels non-protégés.....	150
6.2. Analyse de sensibilité globale et proposition de critères de sûreté pour les marges de pilotage.....	167
6.3. Conclusion	178
Chapitre 7. Conclusion et perspectives	181
7.1. Retour sur le contexte et l'approche des travaux.....	182
7.2. Synthèse des résultats obtenus	183
7.3. Perspectives de recherche	186
Annexe A. Discussion sur la fraction de neutrons retardés disponible en cœur β_c	191
A.1 Définition de la fraction β_c par des bilans globaux	192
A.2 Formules analytiques de β_c	195
A.3 Application.....	200
Acronymes	204
Liste des figures	206
Liste des tableaux	209
Liste des productions scientifiques	211
Références	212

Abstract

Molten salt reactors (MSR) are Generation IV nuclear reactors, employing at least one salt, liquid at high temperature. In this work, MSR refer to reactors in which the nuclear fuel is dissolved into a salt that is circulated to transfer heat. The use of liquid fuel presents specificities, with potential advantages over solid fuel reactors, that require an adaptation of classical approaches for design, safety, modeling, control (short-term, less than a day) and nuclear materials management (long-term control). A methodology to produce a preliminary design and define a control strategy for MSR is thus proposed in this work.

The methodology is then applied to a chloride-salt actinide burner reactor, ARAMIS-P. The preliminary thermal-hydraulics design of the selected MSR is discussed and completed by a power conversion system, using the ATOS and CYCLOP computer codes. A Brayton cycle with nitrogen is designed, with a 42% efficiency in electricity generation.

Two control strategies are defined for the reactor-in-power state, thanks to the newly-developed R2P2 model. The two control strategies, labelled SP1 and SP2, enable to limit temperature variations in the circuits of ARAMIS-P during load-following transients. The commands for the reactor, i.e. operator-controlled values, are the external reactivity, the intermediate salt flow rate, and the boundary conditions of nitrogen at the inlet of the heat exchanger between the gas and the intermediate circuit. CS2 has another command which is the fuel salt flow rate, allowing to further decrease temperature variations in the reactor, enabling to perform load-following transients with 20 %Pn/min ramps.

A model coupling system-scale thermal-hydraulics to neutron point kinetics, MOSAICS, is then adapted and used to evaluate the dynamic behavior of the ARAMIS-P MSR under normal and accidental operation transients. The proposed control strategies are able to follow the set-points during load variation transients, even more so with the use of regulations.

Finally, the reactor behavior in accident conditions is evaluated using MOSAICS. The accidents highlight the role of reactivity feedbacks and the reactor's characteristic times. Accidents that lead to fuel or intermediate salt freezing are identified and protection actions or design feedbacks are discussed in order to improve the reactor behavior. One of the design feedbacks put forward consists in raising the cold leg temperature in the intermediate circuit. More generally, carrying out global sensitivity analyses using the URANIE code helped the identification of promising correlations, enabling the characterization of accidental transients based on a few design and control parameters.

As a perspective to this thesis, it is proposed to continue the application of the preliminary design methodology with the analysis of other accidents and normal operation transients. The methodology could also be extended to the preliminary design of actuators (reactivity control system, valves, exchangers to evacuate decay heat for example) that will implement the commands required by the control strategy of the MSR.

Résumé

Les réacteurs à sels fondus (RSF) sont des réacteurs nucléaires de Génération IV mettant en œuvre au moins un sel liquide à haute température. Dans ces travaux, on entend par RSF un réacteur où le combustible nucléaire est dissous dans un sel et joue également le rôle du caloporteur. Ce combustible liquide présente des spécificités, et des potentiels atouts par rapport à un réacteur à combustible solide, qui nécessitent d'adapter aux RSF les approches classiques de conception, sûreté, de modélisation, de pilotage (temps court, moins d'un jour) et de gestion des matières sous évolution isotopique (temps long). Une méthodologie de pré-conception et de définition du pilotage d'un RSF est alors proposée dans cette thèse.

La méthodologie est ensuite appliquée à un réacteur à sel chlorure incinérateur d'actinides, ARAMIS-P. Le pré-dimensionnement thermohydraulique du RSF sélectionné est discuté et poursuivi, avec les codes ATOS et CYCLOP, jusqu'au système de conversion d'énergie. Un cycle de Brayton au diazote avec un rendement thermodynamique de 42% est obtenu.

Deux stratégies de pilotage du réacteur sont définies pour l'état du réacteur en production, à l'aide du modèle R2P2 élaboré durant ces travaux : SP1 et SP2. Elles ont pour objectif de limiter les variations de température du réacteur ARAMIS-P durant les transitoires de suivi de charge. Les commandes du réacteur sont la réactivité externe, le débit de sel intermédiaire, et les conditions aux limites de diazote aux bornes de l'échangeur avec le circuit intermédiaire. Pour la SP2, le débit de sel combustible est également une commande, qui permet de limiter davantage les variations de température de cette stratégie de pilotage, en cohérence avec un objectif de suivi de charge à une rampe de 20 %Pn/min.

Un modèle couplant thermohydraulique à l'échelle système et cinétique point pour la neutronique, MOSAICS, est ensuite adapté et utilisé pour évaluer le comportement dynamique du réacteur ARAMIS-P lors de transitoires de fonctionnement normal et accidentel. Les stratégies de pilotage proposées permettent effectivement de respecter les consignes lors du suivi de charge, notamment grâce à l'utilisation de régulations.

Enfin, le comportement accidentel du réacteur considéré est évalué avec le modèle MOSAICS. Les accidents mettent en évidence le rôle des contre-réactions et des temps caractéristiques du réacteur. Des accidents conduisant au gel du sel combustible ou intermédiaire sont identifiés et des actions de protection ou de retour à la conception sont discutées en vue d'améliorer l'issue du transitoire. Un retour à la conception évoqué à plusieurs reprises consiste à augmenter la température froide du sel intermédiaire. Plus généralement, la mise en œuvre d'analyses de sensibilité globale avec l'outil URANIE a permis d'identifier des corrélations prometteuses pour caractériser des situations accidentelles avec peu de paramètres de conception et de pilotage.

En perspective de ces travaux, il est proposé de poursuivre l'application de la méthodologie de pré-conception, à travers l'étude d'autres accidents et d'autres situations de fonctionnement normal. La méthodologie pourrait aussi être étendue au pré-dimensionnement d'actionneurs (système de contrôle de la réactivité, vannes, échangeurs pour évacuer la puissance résiduelle par exemple) permettant de mettre en œuvre les commandes prévues par la stratégie de pilotage du RSF.

Introduction

L'utilisation de l'énergie nucléaire à des fins civiles a été initiée après la fin de la Seconde Guerre mondiale, avec l'application à la production d'électricité. La technologie de réacteur nucléaire électrogène utilisée à cette fin a connu des changements au gré des contextes économiques, (géo)politiques, sociaux et environnementaux.

En France, la stratégie des années 1950 consistait à développer des réacteurs fonctionnant à l'uranium naturel avec l'objectif dual de produire du plutonium pour des applications militaires. Le CEA, promoteur de cette filière, a également lancé le développement national de réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium, les RNR-Na, dans le but d'une utilisation efficace de l'uranium naturel, dont les ressources étaient alors estimées limitées, et du plutonium. Après les crises pétrolières des années 1970, le gouvernement français et EDF ont opté pour la technologie des réacteurs à eau sous pression, REP, moins chère et rendue possible par le développement de capacités d'enrichissement de l'uranium. Le parc nucléaire français actuel a été construit pour l'essentiel durant les deux décennies qui ont suivi.

De nos jours, l'impératif de transition écologique se focalise sur un objectif de réduction des émissions de gaz à effet de serre. Un des leviers est la décarbonation de l'électricité et de l'industrie dans le monde, qui semble offrir un contexte favorable au nucléaire et ce malgré plusieurs difficultés du secteur. Les accidents nucléaires de Tchernobyl et Fukushima et la problématique des déchets nucléaires contribuent au rejet de cette industrie par une partie de la population et certains gouvernements. Les difficultés et coûts de construction de nouveaux réacteurs sont également un frein, vis-à-vis de la compétition avec d'autres industries de production d'électricité. De plus, une synergie est nécessaire entre nucléaire et énergies renouvelables, ces dernières ajoutant une exigence de flexibilité et de pilotabilité aux réacteurs existants et futurs.

De nouvelles dynamiques ont vu le jour dans le secteur, à partir des années 2000. Les technologies existantes de réacteurs à eau légère sont conçues à des puissances inférieures, dans un objectif de modularisation pour réduire des coûts. En parallèle, les filières de quatrième génération sont développées, par divers organismes de recherche ou des acteurs privés, et pour différents objectifs. Parmi ces filières, les RNR-Na déjà évoqués, ainsi que les réacteurs à sels fondus (RSF) qui font l'objet de la présente thèse.

Les premiers RSF ont été développés aux Etats-Unis à partir des années 1950. Initialement destinés à une application militaire, un programme civil a été construit autour de ces réacteurs pour développer le cycle thorium, en réponse aux inquiétudes déjà évoquées de rareté des ressources en uranium. Des réacteurs à sels fluorures de thorium et d'uranium et à spectre thermique ont été développés, avant la fin du programme dans les années 1970. Aujourd'hui, le concept suscite un regain d'intérêt, tandis que d'autres types de réacteurs à sels fondus sont aussi envisagés : spectre rapide, sels chlorures, cycle uranium-plutonium ou transmutation d'actinides mineurs. Les RSF ont des avantages potentiels et semblent bénéficier d'une meilleure acceptabilité sociale en comparaison à d'autres filières, REP ou RNR-Na.

Toutefois, les atouts de la filière des réacteurs à sels fondus ne doivent pas faire oublier son manque de maturité technologique par rapport aux deux exemples précédents. La faisabilité et la sûreté de ces réacteurs doivent être étudiées, en adaptant les démarches existantes,

développées principalement pour les REP. En particulier, le pilotage et le contrôle des réacteurs à sels fondus durant leur exploitation est un sujet qui s'inscrit dans le cadre de cette adaptation, et fait l'objet des présents travaux de thèse.

Ce manuscrit présente tout d'abord l'état de l'art du pilotage des réacteurs à sels fondus au Chapitre 1, avant de détailler la problématique et l'approche utilisée pour y répondre, au Chapitre 2. Le Chapitre 3 détaille les modèles et méthodes utilisés pour obtenir les résultats des chapitres suivants, Chapitre 4, Chapitre 5 et Chapitre 6. Enfin, le Chapitre 7 propose une conclusion à ces travaux de thèse et détaille des perspectives de recherche identifiées.

On trouvera en fin du Chapitre 2, à la section 2.3, un plan plus détaillé du manuscrit une fois le contexte et la méthodologie des travaux complètement introduits.

Chapitre 1. Etat de l'art sur le pilotage des réacteurs à sels fondus

Le premier chapitre expose les principaux éléments ayant motivé ces travaux de thèse. D'abord, des éléments généraux sur les réacteurs nucléaires sont fournis. Cette partie peut être parcourue rapidement en cas de connaissances préalables dans ce domaine. Ensuite, une revue bibliographique est proposée sur les réacteurs à sels fondus (RSF). Les RSF sont présentés en insistant sur leurs spécificités par rapport aux autres réacteurs nucléaires. Celles-ci sont illustrées par une présentation de plusieurs concepts, principalement à sel combustible chlorure. Les besoins spécifiques de modélisation du comportement dynamique sont aussi détaillés, ce qui permet d'introduire ensuite les études de pilotage de RSF relevées dans la littérature. Un bilan de cet état de l'art est enfin dressé.

Table des matières

1.1. Eléments généraux sur les réacteurs nucléaires	12
1.1.1. Introduction à la physique des réacteurs nucléaires de fission	12
1.1.2. Comportement dynamique et modélisation	15
1.1.3. Description du principe des REP et RNR-Na	19
1.1.4. Sécurité	23
1.1.5. Pilotage	25
1.2. Les réacteurs à sels fondus (RSF)	29
1.2.1. Bref historique	29
1.2.2. Généralités sur les réacteurs à sels fondus	31
1.2.3. Concepts de réacteurs à sels fondus	35
1.2.4. Modélisation du comportement dynamique des RSF	39
1.3. Pilotage des réacteurs à sels fondus	43
1.4. Bilan de l'état de l'art	45

1.1. Eléments généraux sur les réacteurs nucléaires

Dans cette partie, des éléments sont introduits sur différents aspects des réacteurs nucléaires : réaction de fission et ses implications, dynamique des réacteurs et modélisation, conception et sûreté, et enfin pilotage. Les concepts de réacteur à eau sous pression (REP) et de réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium (RNR-Na) sont décrits, afin d'illustrer les notions introduites sur deux technologies bien connues. Le pilotage d'un REP, dont le retour d'expérience opérationnel est bien plus important que pour le RNR-Na, est détaillé. Ces éléments visent à fournir des points de comparaison avec les réacteurs à sels fondus (RSF), qui sont introduits dans la partie suivante 1.2.

1.1.1. Introduction à la physique des réacteurs nucléaires de fission

Ce paragraphe vise à introduire progressivement, et de façon synthétique, les éléments constitutifs d'un réacteur nucléaire de fission, en proposant de les justifier à partir de la réaction de fission nucléaire.

Un réacteur nucléaire de fission est un système qui permet d'initier, de contrôler et d'exploiter des réactions de fission nucléaire. Généralement, le but est de fournir la chaleur générée par ce processus à un procédé, ou à un système de conversion d'énergie (SCE) pour produire de l'électricité. La réaction de fission est schématisée par la Figure 1.1.

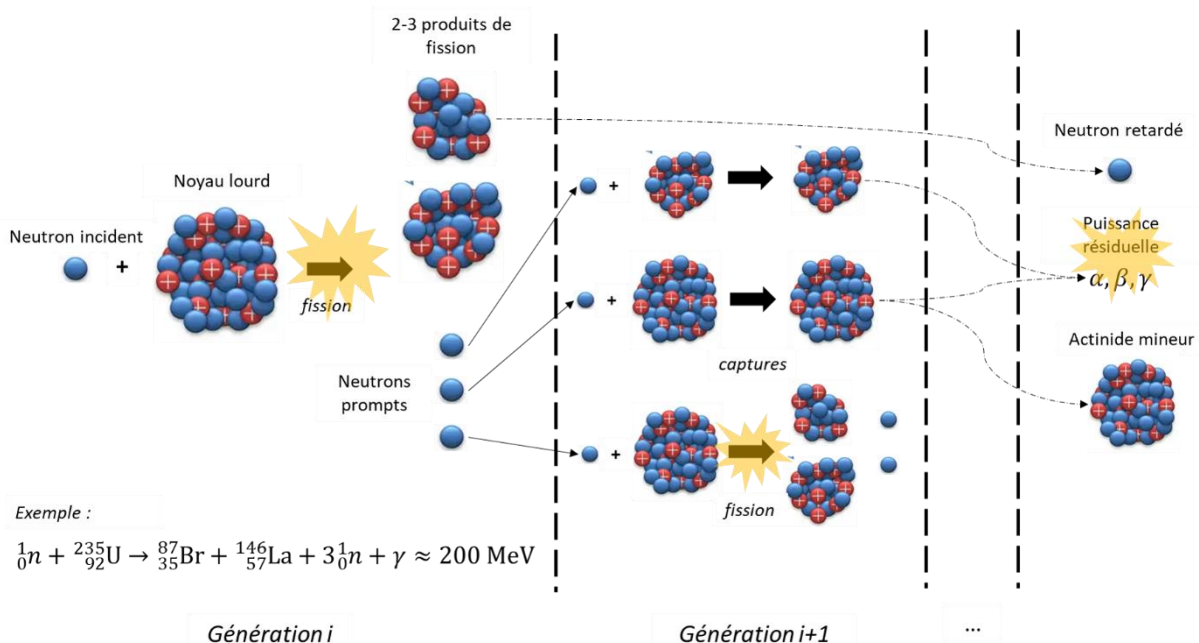


Figure 1.1 : Fission en chaîne et éléments de physique neutronique

Le noyau lourd à la base de la réaction de fission est typiquement l' ${}^{233}\text{U}$, l' ${}^{235}\text{U}$ ou le ${}^{239}\text{Pu}$, bien que d'autres isotopes soient fissiles. Le *combustible* du réacteur nucléaire, nommé ainsi par analogie avec les centrales thermiques de production d'électricité (charbon, biomasse, gaz), doit contenir au moins un de ces éléments, dits *fissiles*. Sous l'action d'un neutron incident, ces noyaux peuvent fissionner, c'est-à-dire se séparer en deux isotopes, les *produits de fission* (leurs numéros atomiques Z et nombres de masse A suivent des distributions de probabilité) généralement radioactifs, tout en dégageant environ 200 MeV sous forme de chaleur. Pour

produire 1 GW de puissance, le combustible doit être le siège d'environ $3,1 \times 10^{19}$ fissions par seconde, ce qui représente une consommation équivalente en noyaux d'uranium d'un peu plus de 12 mg par seconde, soit environ 400 kg par an.

La chaleur produite par les fissions est principalement émise dans le combustible, qui est généralement sous forme solide, situé dans le cœur du réacteur. Un fluide *caloporteur* circule à travers le circuit primaire, qui comprend le cœur et des échangeurs de chaleur. Le caloporteur refroidit donc le combustible dans le cœur, et sert de source au chaud, *via* les échangeurs, au procédé ou au SCE. Des pompes sont généralement utilisées dans le circuit primaire pour permettre la circulation du caloporteur.

On peut remarquer dans la Figure 1.1 que de nouveaux neutrons sont émis à l'issue d'une fission, dont le nombre est noté ν . En moyenne, ν est supérieur à 2, on peut donc retenir que 2 à 3 neutrons sont émis à chaque fission. Un neutron peut ensuite terminer son parcours de différentes façons :

- En quittant le cœur, on parle alors de *fuite* neutronique
- En interagissant de différentes façons avec les noyaux présents dans le cœur, typiquement :
 - Être *diffusé* par collision, c'est-à-dire que le neutron est dévié, et reste donc disponible dans le cœur pour poursuivre son parcours ; c'est sur ce principe que les neutrons sont modérés (voir ci-après) dans certains réacteurs
 - En déclenchant une nouvelle réaction de fission, avec un isotope fissile dans le combustible : c'est le principe de la *réaction en chaîne*
 - En déclenchant une réaction *d'absorption* sans donner lieu à une fission, par un isotope dans le combustible (y compris des isotopes fissiles qui ne fissionnent pas toujours) ou ailleurs dans le cœur (par exemple le caloporteur, un absorbant ou un matériau de structure)

Parmi les réactions d'absorption sans fission, la réaction de *capture* neutronique est intéressante dans le design d'un réacteur. Le noyau qui capture le neutron voit son nombre de masse augmenté d'une unité. Généralement, l'isotope obtenu est instable, et par succession de décroissances radioactives, un isotope stable est produit. C'est ainsi que sont produits l' ^{233}U et le ^{239}Pu , non présents à l'état naturel, par capture neutronique et décroissance bêta des isotopes ^{232}Th et ^{238}U respectivement. Ces deux noyaux sont dits fertiles, et une partie des neutrons d'un réacteur nucléaire peut donc servir à produire de nouveaux noyaux fissiles, on parle aussi de (ré)génération du combustible. Une capture peut cependant avoir lieu avec un produit de fission comme le ^{135}Xe . On parle alors de poison neutronique, c'est-à-dire qu'il consomme inutilement un neutron qui aurait pu contribuer à l'entretien de la *réaction en chaîne*. D'autres captures ont également lieu dans les matériaux de structure ou les absorbants neutroniques des *dispositifs de contrôle*, qui forment des produits d'activation. Enfin, les noyaux fissiles peuvent produire d'autres noyaux lourds par captures successives. Les noyaux ainsi formés qui ne sont pas des isotopes d'uranium ou de plutonium sont appelés *actinides mineurs* et sont considérés comme des déchets.

Pour que la réaction en chaîne soit stable et entretenue, un neutron émis par fission (parmi les ν produits) doit donner lieu à exactement une fission, en moyenne. La population de neutrons est stable et on parle de réacteur *critique*. Il existe aussi des réacteurs sous-critiques (moins d'un neutron provoquera une fission) qui nécessitent une source externe de neutrons. Notons que la

criticité d'un réacteur n'est pas figée, elle dépend des conditions de fonctionnement. Un réacteur peut se trouver dans une configuration *sur-critique* (plus d'un neutron donnent lieu à des fissions) à une puissance divergente. Nous verrons au paragraphe 1.1.2 un modèle simple permettant de caractériser le comportement dynamique d'un réacteur, la *cinétique point*.

Différents facteurs entrent en jeu dans la conception d'un cœur de réacteur critique. Du point de vue de la neutronique, les réactions nucléaires (dont la fission et la capture) dépendent des concentrations spatiales des noyaux, donc de la masse de combustible et de sa géométrie, mais également de l'énergie cinétique des neutrons. Les neutrons ont typiquement une énergie cinétique de 2 MeV lorsqu'ils naissent d'une fission, ils sont dits *rapides*. Dans certains concepts, la criticité ne peut être atteinte que si les neutrons sont plus lents, car une énergie cinétique moindre favorise la réaction de fission pour certains isotopes fissiles. Pour cela, les neutrons sont ralentis par collisions successives contre des noyaux légers présents dans un *modérateur* : carbone dans le graphite, hydrogène dans l'eau. Ce ralentissement peut réduire la vitesse du neutron jusqu'à celle correspondant à l'énergie d'agitation thermique du modérateur, on parle dans ce cas de neutron *thermique* (0,025 eV). Le *spectre* neutronique est une représentation de la distribution en énergie des neutrons dans un réacteur. Certains concepts sont à spectre neutronique thermique, et d'autres à spectre rapide. En spectre rapide, la présence de produits de fission a un impact négligeable sur l'entretien de la réaction en chaîne. De plus, il est possible de favoriser la consommation d'actinides mineurs en spectre rapide et donc de produire moins de déchets par rapport à un réacteur à spectre thermique de puissance équivalente.

En effet, les produits de fission, produits d'activation, et actinides mineurs précédemment cités sont les déchets nucléaires radioactifs issus de l'exploitation d'un réacteur. En fonctionnement, ils contribuent également à chauffer le cœur même en l'absence de réaction de fission en chaîne : il s'agit de la puissance résiduelle. Elle peut atteindre quelques pourcents de la puissance nominale, et doit être évacuée lorsque le réacteur est à l'arrêt, pour préserver l'intégrité du combustible et empêcher le relâchement d'éléments radiotoxiques. Le caloporteur doit donc assurer cet objectif, et être refroidi par un système dédié.

En plus de la neutronique, la bonne conception thermohydraulique^a d'un réacteur nucléaire est donc primordiale, d'autant plus que, nous le verrons, la température impacte directement la réaction en chaîne. Les concepts de réacteurs nucléaires sont regroupés en *filières*, sur la base des éléments introduits : combustible, spectre neutronique, modérateur (si thermique), caloporteur. Ces filières sont regroupées en *générations*. Les générations II et III, qui comprennent les réacteurs à eau, concernent la plupart des réacteurs nucléaires en fonctionnement. La génération IV regroupe six filières, sélectionnées sur la base de différents critères par le Forum International Génération IV (GIF) dans les années 2000 [1], dont les réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium (RNR-Na) largement étudiés au CEA, et les réacteurs à sels fondus (RSF), objets de la présente thèse.

^a On pourrait parler plutôt de thermomécanique des fluides, néanmoins l'usage du terme « thermohydraulique » pour les réacteurs à eau s'est étendu aux autres *filières* de réacteurs.

1.1.2. Comportement dynamique et modélisation

Neutronique

Différentes méthodes existent pour modéliser la répartition et l'évolution de la population neutronique dans un cœur de réacteur. Pour une présentation détaillée, on renvoie à la monographie *La Neutronique* [2], ou encore à l'ouvrage de référence de P. Reuss [3].

Les réactions nucléaires induites sur un noyau sont probabilistes et dépendantes des conditions d'incidence du neutron : énergie cinétique (vu précédemment) et direction (angle). Puisque la vitesse est importante pour les réactions nucléaires, on utilise souvent le *flux neutronique ψ (angulaire)* pour décrire la population en fonction de leurs coordonnées en position, énergie, et angle : il s'agit de la quantité de neutrons multipliée par leur vitesse. Le *transport neutronique* est la théorie décrivant le parcours des neutrons dans un réacteur nucléaire.

Pour résoudre un problème de transport, on utilise soit une méthode stochastique visant à simuler la vie d'un échantillon de neutrons dans le système (codes Monte-Carlo comme TRIPOLI4 [4] et SERPENT2 [5]), soit une méthode déterministe basée sur la résolution numérique de *l'équation de Boltzmann* (code APOLLO3 [6]). Cette équation, aussi nommée équation du transport, est introduite en détail dans les références précédemment citées [2], [3].

Dans ce formalisme, l'espace des phases doit être discrétisé en volumes, groupes d'énergie et directions. En formulant une hypothèse permettant de négliger la dépendance en angle (donc les directions des neutrons), on peut obtenir l'équation de la *diffusion multigroupe*, qui permet de calculer le *flux scalaire ϕ* (par opposition au flux angulaire), c'est-à-dire sans dépendance d'angle et *multigroupe*, c'est-à-dire dans chaque groupe d'énergie. Le nombre de groupes d'énergie peut aller de 1, 2 ou 6 pour les modèles les plus simples à plusieurs milliers.

Les équations de Bateman complètent l'équation du transport ou de la diffusion, en décrivant l'évolution temporelle des isotopes du système considéré : décroissance radioactive (si isotope instable), disparition par réaction sous flux neutronique, et production par réactions ou décroissance d'autres isotopes. Elles sont également détaillées dans [2] et [3]. Ces équations permettent donc de calculer, entre autres, l'épuisement temporel du combustible, la production de noyaux fissiles et d'actinides mineurs, et la quantité de produits de fission, qui en retour modifient le flux neutronique.

Toutefois, le nombre d'isotopes différents est très grand dans un réacteur nucléaire, et les constantes de temps d'évolution sont réparties sur une plage couvrant plusieurs décades. Pour étudier le comportement dynamique d'un réacteur, typiquement pour des transitoires de durée inférieure à une heure, il n'est pas nécessaire de résoudre l'ensemble des équations de Bateman. On ne s'intéresse qu'à l'évolution des isotopes *précurseurs de neutrons retardés*, désignés par l'acronyme anglais DNP (delayed neutron precursors). Ces isotopes émettent un neutron par décroissance radioactive, considéré comme *retardé* car il participe à l'équilibre de la réaction en chaîne, mais n'est pas émis directement par la fission par opposition aux neutrons *prompts* (voir la Figure 1.1). Pour simplifier, ces isotopes sont rassemblés en *groupes* ou *familles*, typiquement au nombre de 6 ou 8, en fonction de leurs constantes de décroissance radioactive. Un problème de *cinétique neutronique* est constitué d'une équation pour calculer le flux, et de 6 à 8 équations pour calculer la population de chaque groupe de DNP d'indice k et de constante

de décroissance λ^k (s^{-1}), notée C^k . Si l'équation du transport ou la diffusion multigroupe est utilisée, il s'agit de *cinétique spatiale* ou *tridimensionnelle* (3D).

Par opposition, la *cinétique point* est une approche où le flux neutronique est considéré comme le produit d'une fonction de forme spatiale, indépendante du temps, et d'une fonction d'amplitude, ponctuelle. Autrement dit, c'est une hypothèse de découplage des dépendances en temps et en espace-énergie-angle du flux. La distribution initiale est calculée par le transport ou la diffusion, et ensuite l'équation temporelle de l'amplitude est très peu coûteuse en temps de calcul. Le modèle de cinétique point peut également être dérivé de la cinétique 3D en intégrant en espace et en énergie (et en angle dans le cas du transport) le flux à l'équilibre, fournissant par ailleurs une définition des paramètres du modèle. Il peut aussi être établi selon un formalisme simplifié, qui est présenté ici^b.

Considérons d'abord que la population de neutrons est représentée par des *générations* de taille N_i qui se succèdent, une génération i provoquant un certain nombre de fissions qui donnent naissance à la génération suivante $i + 1$. On définit le *facteur de multiplication* $k = N_{i+1}/N_i$. Dans un réacteur critique, la population est stable et donc k est égal à 1.

En temps continu, en notant l le temps de vie moyen des neutrons (s) et $N(t)$ leur nombre, la quantité N/l est le taux de disparition de neutrons (s^{-1}), tandis que s'il n'y avait pas de neutrons retardés, kN/l serait le taux de production (s^{-1}). L'équation de la cinétique point serait alors :

$$\frac{dN}{dt} = \frac{k - 1}{l} N \quad (1.1)$$

Cette équation différentielle a pour solution une exponentielle temporelle de temps caractéristique $\frac{l}{k-1}$ (s). l est faible, de l'ordre 10^{-4} à 10^{-7} seconde selon le type de réacteur. Dans une configuration à $l = 10^{-4}$ s et où la valeur de k dépasse 1 de 100 pcm (10^{-5} , *pour-cent-mille*), soit $k = 1,001$, la constante de temps est de 0,1 s. Avec cette valeur, N double toutes les 0,07 s seulement.

Les neutrons retardés ont pour effet d'allonger considérablement le temps caractéristique de la population neutronique. Pour 1 neutron produit par fission, une faible part β^k sera émise par décroissance radioactive du groupe k de DNP. La contribution des 6 à 8 groupes donne la *fraction de neutrons retardés* $\beta = \sum_k \beta^k$, typiquement inférieure à 1000 pcm (0,01), et donc $1 - \beta$ neutrons prompts sont produits directement. Le taux de production de neutrons prompts est donc $(1 - \beta)kN/l$, tandis que le taux de production de neutrons retardés est $\lambda^k C^k$ (s^{-1}). Le modèle de la cinétique point devient :

$$\frac{dN}{dt} = \frac{k(1 - \beta) - 1}{l} N + \sum_k \lambda^k C^k \quad (1.2)$$

$$\frac{dC^k}{dt} = \frac{k\beta^k}{l} N - \lambda^k C^k \quad (1.3)$$

^b Pour simplifier l'introduction de la cinétique neutronique dans ce manuscrit, on n'utilise pas les notations des quantités effectives telles que β_{eff}, C_{eff} , qui tiennent compte des effets de spectre. L'idée est de conserver uniquement les notations β_s (ou β ici) et β_c du Chapitre 3 et de l'Annexe A, pour discuter de l'impact de la circulation du combustible d'un RSF sur son comportement dynamique. Les effets de spectre peuvent être pris en compte dans les modèles de cinétique point en modifiant les paramètres β_s^k fournis.

Les λ^k sont généralement compris entre 10^{-2} et 10 s^{-1} , ce qui correspond à des temps caractéristiques de l'ordre de 0,1 à 100 s. Le temps caractéristique global du réacteur est ainsi largement supérieur à l .

Réactivité

En pratique, l'équation de la population neutronique est réécrite en introduisant $\Lambda = l/k$ le temps de génération des neutrons (s) et la *réactivité* $\rho_n = \frac{k-1}{k}$. Elle s'écrit :

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\rho_n(t) - \beta}{\Lambda} N + \sum_k \lambda^k C^k \quad (1.4)$$

Le signe de ρ_n détermine la sous-criticité (négatif), criticité (nul) ou sur-criticité (positif). ρ_n est généralement exprimée en pcm, et caractérise l'écart du réacteur à l'équilibre, donnant ainsi la tendance d'évolution de la réaction en chaîne. La réactivité peut être diminuée ou augmentée par l'insertion ou le retrait de matériaux absorbant les neutrons dans le cœur, ce qui permet le *pilotage* de la réaction en chaîne, et donc de la puissance thermique du réacteur.

En cas d'accident d'insertion de réactivité à partir de l'état d'équilibre $\rho_n = 0$, la puissance augmente. La cinétique d'augmentation dépend de la rapidité avec laquelle la réactivité est insérée et de la quantité : si ρ_n devient supérieur à β , les seuls neutrons prompts deviennent suffisants pour que le réacteur soit sur-critique, on peut dire alors que le réacteur est « sur-critique prompt ». β peut alors être vu comme la *marge à la prompt-criticité*.

La réactivité est également dépendante des conditions de température. Le premier type de dépendance est dû à *l'effet Doppler*. Certains isotopes présents dans le combustible, tels que ^{238}U , ont des probabilités très élevées de capturer un neutron lorsque son énergie cinétique est comprise dans un petit intervalle autour d'un nombre fini de valeurs, appelées résonances. Entre chaque intervalle de résonance, la probabilité de capture s'effondre. En fait, c'est la vitesse relative du neutron par rapport au noyau qui compte ; si la température de ce dernier augmente, son agitation thermique augmente, ce qui a tendance à élargir les intervalles de résonance vus par le neutron (par effet Doppler), et la résultante est que le taux de capture augmente. L'augmentation du taux de capture des neutrons fait diminuer la réactivité. On parle ainsi de *contre-réaction* thermique, car causée par la température. Dans le cas de l'effet Doppler, c'est une contre-réaction qui tend toujours à conserver l'équilibre thermique du combustible : un échauffement du combustible déclencherait l'effet Doppler qui diminuerait la réactivité, et ainsi la puissance du cœur baisserait, s'opposant à la montée en température initiale.

D'autres effets de contre-réaction liés à la température existent, principalement par dilatation des matériaux du cœur, modifiant ainsi les concentrations des isotopes sous flux neutronique et impactant (positivement ou négativement) la réactivité. Ces effets ont des cinétiques différentes : en cas de perturbation de réactivité, l'effet Doppler agit avant les effets de dilatation des autres matériaux du cœur, et inversement en cas de perturbation de l'extraction de puissance.

Thermohydraulique

La discussion sur les contre-réactions neutroniques causées par des variations de température souligne l'importance de modéliser les échanges thermiques dans un cœur de réacteur. L'écoulement du caloporteur dans le circuit primaire, pilotant les transferts thermiques, est donc primordial pour analyser le comportement dynamique d'une chaudière de réacteur nucléaire, et on peut aussi chercher à modéliser les autres circuits (évacuation de puissance résiduelle, SCE) pour différentes études, de la conception aux études d'accidents. Le domaine de la thermohydraulique, combinant la mécanique des fluides et les transferts thermiques, permet de couvrir ces aspects de la dynamique d'un réacteur nucléaire.

La thermohydraulique peut être modélisée à des échelles différentes, selon le besoin de modélisation et les contraintes en termes de temps de calcul. La Figure 1.2 illustre les différentes échelles.

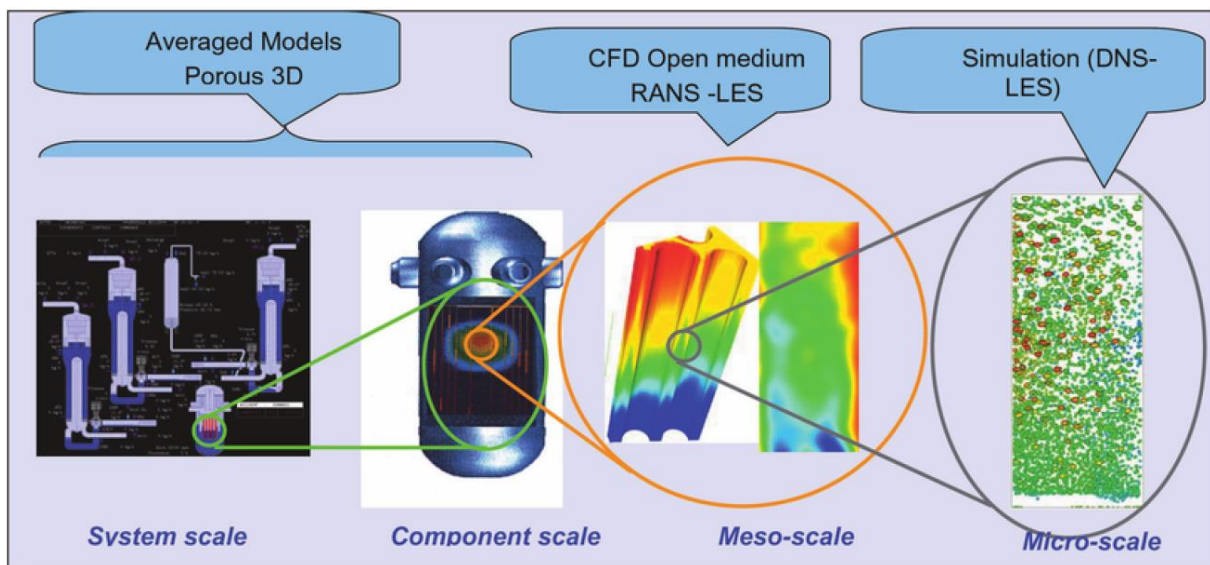


Figure 1.2 : Illustration des échelles de modélisation thermohydraulique dans un réacteur nucléaire, issue de [7]

Dans la majorité des cas, les écoulements de fluide sont turbulents dans un réacteur nucléaire, ce qui complexifie le problème hydraulique à résoudre. La *CFD* (computational fluid dynamics) recouvre plusieurs échelles de modélisation pertinentes pour un réacteur nucléaire, selon l'application. La *DNS* (direct numerical simulation) consiste à résoudre directement les équations de Navier-Stokes discrétisées en 3D décrivant la mécanique du fluide considéré (bilan de masse et bilan de quantité de mouvement), auxquelles on peut ajouter un modèle de thermique (bilan d'énergie). Cette approche est très coûteuse en temps de calcul, du fait de la turbulence qui nécessite des échelles de résolution (et donc une discrétisation numérique) très fines. D'autres méthodes de résolution existent en *CFD*, qui permettent de diminuer le coût et la précision du calcul. L'approche *LES* (large eddy simulation) résout les équations de Navier-Stokes à une certaine échelle. Elle modélise la turbulence pour des longueurs caractéristiques faibles, tandis que les « gros tourbillons » (large eddies) sont résolus. Enfin, une approche moins coûteuse couverte par le terme *CFD* est la méthode *RANS* (Reynolds-averaged Navier-Stokes equations). Dans cette approche, les équations de Navier-Stokes sont moyennées en temps, ce qui permet de séparer les variables du problème en une partie moyenne et une partie fluctuante, modélisée. Ces méthodes de *CFD* sont généralement utilisées pour modéliser

certaines parties d'un réacteur nucléaire en 2D ou 3D. Plusieurs codes mettent en place ces méthodes, certains sont propriétaires comme Ansys Fluent [8] et d'autres open-source comme OpenFOAM [9] ou TrioCFD [10] qui est développé par le CEA.

L'échelle système est un terme utilisé dans le nucléaire désignant généralement une approche de la thermohydraulique, basée sur des bilans de masse, de quantité de mouvement et d'énergie simplifiés en écoulement monophasique ou en diphasique. En particulier, les bilans peuvent être formulés en 1D ou 0D selon le composant du réacteur étudié (conduite, réservoir). De par ces simplifications de modèle, le coût de calcul est largement inférieur à la CFD (bien que les équations à l'échelle système soient résolues numériquement, cette modélisation n'est généralement pas incluse dans le terme CFD), ce qui permet notamment de simuler l'ensemble du comportement d'un *système*, tel que le réacteur complet. On peut citer les codes CATHARE3 [11] développé au CEA et RELAP5 [12] pour étudier le fonctionnement général et certains accidents dans les réacteurs nucléaires, ou encore le code SIMMER [13] dédié aux accidents graves de RNR-Na.

Multiphysique

La simulation numérique joue un rôle croissant dans l'étude des réacteurs nucléaires. Dans certains cas, il est important de prendre en compte d'autres phénomènes que la neutronique et la thermohydraulique. Par exemple, la thermomécanique des solides permet de prédire les déformations et la conduction de la chaleur dans un matériau de structure du réacteur, tandis que des réactions chimiques exothermiques peuvent avoir lieu dans certaines conditions. Lorsque plusieurs des disciplines ci-dessus sont associées, on peut parler de *multiphysique* ou encore de *physiques couplées*. Différentes stratégies existent pour résoudre numériquement un problème multiphysique : utilisation d'un code multiphysique, couplage ou chaînage de codes spécialisés dans une discipline.

A titre d'exemple, les codes systèmes tels que CATHARE3 intègrent généralement d'autres modèles que la thermohydraulique, tels que la cinétique point pour la neutronique (vue précédemment), et la thermique pour le combustible et les parois des échangeurs de chaleur. Ces modèles permettent aux transitoires calculés d'être représentatifs du comportement dynamique d'ensemble d'un réacteur nucléaire.

1.1.3. Description du principe des REP et RNR-Na

Après avoir présenté de façon générale la physique d'un réacteur nucléaire, ainsi que les principaux outils et approches utilisés pour caractériser son comportement dynamique, ce paragraphe propose une présentation de deux concepts à la technologie éprouvée : le REP et le RNR-Na. Ces deux concepts serviront dans la suite du manuscrit de points de référence pour des comparaisons avec les RSF.

Réacteurs à eau sous pression (REP)

Le réacteur à eau sous pression (REP) est le type de réacteur nucléaire le plus déployé dans le monde. Pour la production d'électricité en France, les 57 réacteurs opérationnels à fin 2024 sont tous des REP, de puissance thermique entre 2,7 et 4,5 GW. La Figure 1.3 schématise les principaux composants d'un REP, y compris ses organes de sûreté.

Cette technologie utilise un combustible à base d'oxyde uranium UO_2 , soit enrichi en ^{235}U (à hauteur d'environ 4%), soit mélangé avec de l'oxyde de plutonium PuO_2 : on parle alors de MOX, « Mixed OXide ». Le plutonium est produit par capture de ^{238}U dans le combustible durant l'exploitation du réacteur, puis récupéré à l'issue du retraitement du combustible utilisé. L'oxyde est sous forme de pastilles cylindriques, empilées pour former des crayons entourés d'une gaine en Zircaloy-4, un matériau transparent pour les neutrons. Ces crayons sont regroupés en assemblages, et plusieurs assemblages forment le cœur. Le spectre neutronique est thermique, et le caloporteur sert de modérateur : l'eau liquide, à une pression p_1 de 155 bar et à une température autour de $300\text{ }^\circ\text{C}$, refroidit les crayons. L'eau du circuit primaire est ensuite acheminée par les pompes primaires dans un générateur de vapeur (GV), afin de produire de la vapeur entraînant un groupe turboalternateur, selon le principe du cycle de Rankine. Ce SCE a un rendement thermodynamique η de 33% à 37% : selon le pallier, la puissance électrique d'un REP en France est de 900, 1300, 1450 ou 1650 MW.

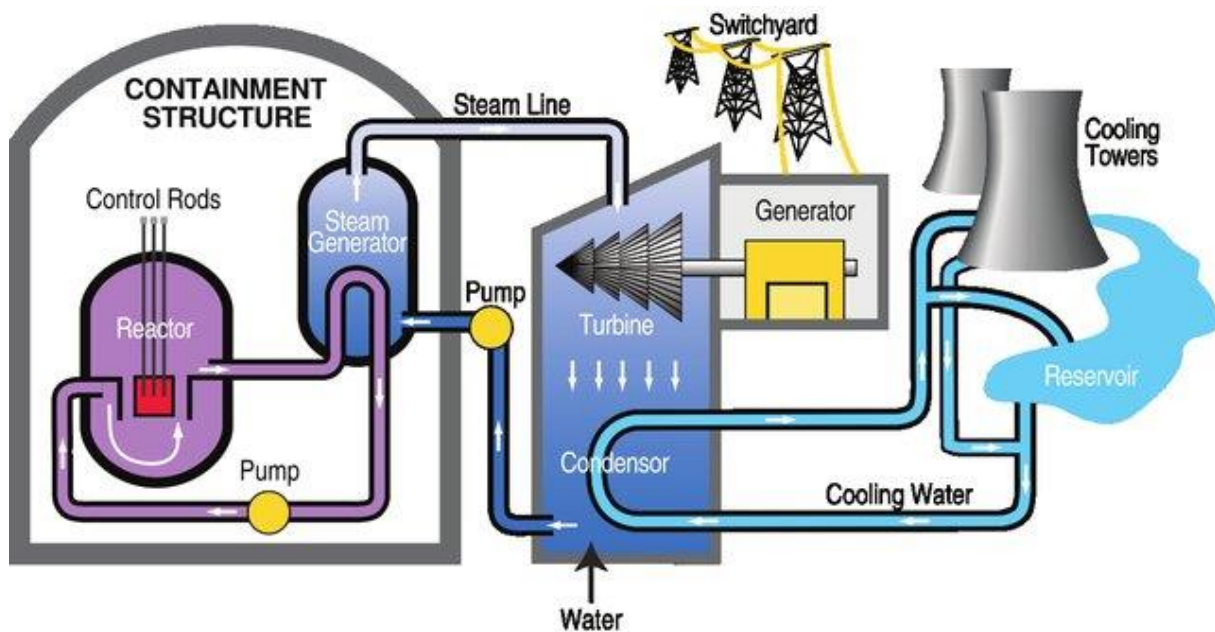


Figure 1.3 : Schéma général d'un REP, issu de [14]

Afin de compenser l'usure neutronique du combustible, les REP utilisent du bore soluble dans l'eau du circuit primaire. L'isotope ^{10}B est un absorbant efficace en spectre thermique. En début de cycle, après chargement d'assemblages de combustible neufs dans le cœur, le réacteur possède un excédent de réactivité, compensé en dissolvant du bore dans l'eau primaire. Au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle, l'excédent de réactivité diminue et la concentration en bore est réduite par des dilutions. La concentration de bore dans l'eau primaire est limitée en début de cycle par l'effet modérateur. Il s'agit d'une contre-réaction thermique importante : une dilatation de l'eau par augmentation de la température diminue la modulation des neutrons rapides, ce qui diminue la réactivité. Cependant, la présence de bore dissous fait qu'une dilatation diminue aussi la concentration en absorbant, ce qui a tendance à augmenter la réactivité. Ainsi sans bore en fin de cycle (FDC), le coefficient de température modérateur c_{mod} a une valeur d'environ $-60\text{ pcm}/^\circ\text{C}$, contre environ $-10\text{ pcm}/^\circ\text{C}$ avec la concentration maximale de bore en début de cycle (DDC). Le coefficient de température de l'effet Doppler c_{Dop} avoisine quant à lui $-4\text{ pcm}/^\circ\text{C}$. Des coefficients de température négatifs (ou la résultante) permettent de stabiliser le réacteur, et constituent une condition nécessaire à sa sûreté. On peut trouver dans

[15] et dans [16] notamment des modèles simplifiés quasi-statiques du comportement d'un REP 1300, permettant de se familiariser avec la physique du concept.

Réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium (RNR-Na)

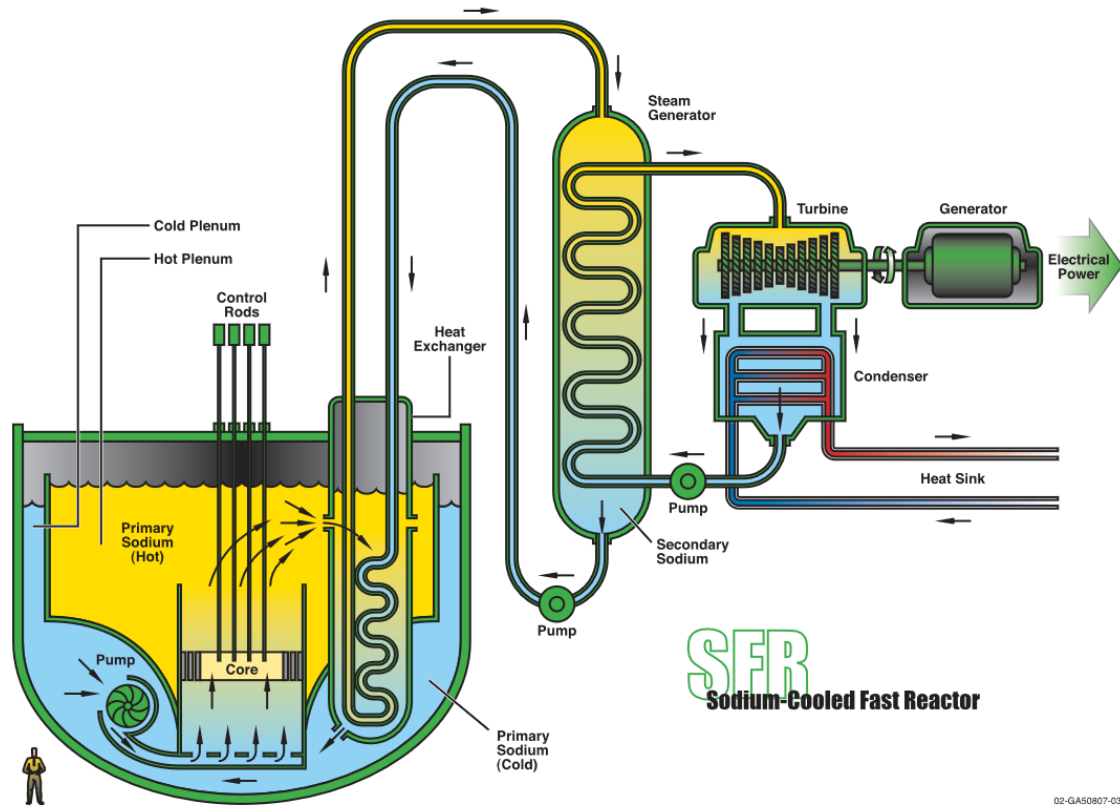


Figure 1.4 : Schéma général d'un RNR-Na, issu de [1]

Le réacteur à neutrons rapides, refroidi au sodium (RNR-Na) est la filière de Génération IV avec le plus d'expérience opérationnelle dans le monde. En France notamment, les réacteurs de grande puissance Phénix (580 MWth) et Superphénix (3000 MWth) ont été construits et opérés, et dans les années 2010 le CEA a conduit le projet de construction d'un démonstrateur de RNR-Na, ASTRID, arrêté en 2019. Ces projets ont fait l'objet d'importants développements technologiques et travaux de recherche, et cette thèse s'appuiera sur certains d'entre eux. La Figure 1.4 propose un schéma d'un RNR-Na.

Généralement, un RNR-Na utilise un combustible MOX, sans uranium enrichi : c'est à l'origine ce qui a motivé le développement de la filière, afin de préserver les ressources minières en uranium. Le combustible est également sous forme de pastilles, empilées et entourées de gaines qu'on appelle *aiguilles*. Des assemblages regroupent les aiguilles et forment le cœur. Le sodium liquide, typiquement entre 400 et 550 °C à faible pression p_1 , refroidit le cœur dans le circuit primaire. Un circuit intermédiaire, en sodium également, sert à transférer la chaleur au SCE mettant en œuvre un cycle de Rankine, car le sodium est réactif avec l'eau : en cas d'accident de perte d'étanchéité, la réaction sodium-eau a lieu en-dehors du circuit primaire, pour ne pas porter atteinte à son intégrité et aux systèmes d'évacuation de la puissance résiduelle. Certains concepts utilisent un cycle de Brayton, principalement pour éliminer le risque d'interaction sodium-eau, bien qu'il soit possible de gagner en rendement en se rapprochant de la température

Chapitre 1

chaude du sodium (typiquement au-dessus de 500 °C). Le cycle peut mettre en œuvre du CO₂ supercritique [17] ou du diazote, comme dans le projet ASTRID [18].

Dans un RNR-Na, les contre-réactions principales sont l'effet de vidange du sodium, et l'effet Doppler. D'autres effets thermiques existent, positifs ou négatifs sur la réactivité, à cause de la dilatation relative des structures dans le cœur. Ces effets, ainsi que l'effet Doppler, peuvent être regroupés selon différentes combinaisons en coefficients de réactivité globaux, qui sont notés k , g , et h en France [19] : on désigne ainsi la « méthode $kg h$ ». Ceux-ci donnent la tendance d'évolution de la réactivité en fonction des variations de la température du sodium en entrée du cœur T_{Na1}^{eC} (k), de l'échauffement du sodium en cœur ΔT_{Na1}^C (g), et de la puissance du cœur P_{nuc} (h). Si les deux premiers coefficients k et g s'expriment en pcm/°C, le coefficient h s'exprime en pcm/%Pn, avec %Pn une unité sans dimension qui désigne la puissance du réacteur rapportée à sa Puissance nominale. La définition de ces coefficients met en œuvre des bilans d'énergie simplifiés du sodium primaire. Un objectif du dimensionnement d'un cœur de RNR-Na est d'obtenir trois coefficients négatifs.

Synthèse des concepts

Réacteur		REP 1300	ASTRID
P	MW	3900	1500
P_{vol} cœur	MW/m ³	100	300
Combustible		UO ₂	(U,Pu)O ₂
Gainage		Zircaloy-4	Acier AIM1
Spectre neutronique		Thermique	Rapide
Modérateur		H ₂ O	-
Caloporteur			Na
T_1^{BC}	°C	325	550
T_1^{BF}	°C	290	400
p_1	bar	155	2
SCE		Rankine eau-vapeur	Brayton N ₂
η	-	33%	37%
P_e	MW	1300	560
Contre-réactions		$c_{Dop} = -4$ pcm/°C $c_{mod} = \begin{cases} -10 \text{ (DDC)} \\ -60 \text{ (FDC)} \end{cases}$ pcm/°C	$k = -1,7$ pcm/°C $g = -0,7$ pcm/°C $h = -4,3$ pcm/%Pn
β	pcm	650	350
Λ	s	$10^{-4} - 10^{-5}$	10^{-7}

Tableau 1.1 : Principaux paramètres d'un REP 1300 et du RNR-Na ASTRID

Le Tableau 1.1 synthétise les informations présentées pour le REP 1300 [20] et un RNR-Na, ASTRID, dont les données sur le point de fonctionnement ont été récupérées d'un travail de thèse [21], et les coefficients $kg h$ de [19].

1.1.4. Sûreté

Eléments généraux sur la sûreté

Un réacteur nucléaire contient des produits radiotoxiques, et la *sûreté* consiste à empêcher l'exposition des travailleurs et du public à ces éléments. La sûreté est essentielle à la conception d'un réacteur nucléaire, et est prise en compte dès les premières étapes pour les nouveaux designs de réacteur. De surcroît, pour fonctionner, toute installation nucléaire française doit posséder une autorisation de l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN), basée sur une démonstration de sûreté complète. Les éléments suivants de sûreté sont issus de la référence [22], proposant une méthodologie d'intégration de la sûreté en phase de pré-conception d'un réacteur nucléaire.

Afin d'éviter de relâcher les éléments radiotoxiques dans l'environnement, les réacteurs actuels y interposent trois *barrières* physiques : gaine du combustible, enveloppe du circuit primaire, enceinte du bâtiment réacteur. C'est la *fonction de sûreté* dite de confinement. Deux autres fonctions de sûreté ont pour but de préserver l'intégrité des barrières physiques afin de garantir le confinement : maîtrise de la réaction en chaîne (éviter une augmentation incontrôlée et durable de la puissance), et évacuation de la puissance du cœur (y compris la puissance résiduelle).

Le principe de défense en profondeur, déclinée en 5 niveaux, structure les dispositions de sûreté à mettre en œuvre dans un réacteur nucléaire. Les niveaux sont brièvement synthétisés dans le Tableau 1.2 d'après la référence [22].

Niveau	Objectif	Mise en œuvre
1	Réduction de la possibilité de sortie du fonctionnement normal	Bonnes pratiques de conception, prévention
2	Maîtrise des écarts par rapport au fonctionnement normal	Systèmes de surveillance et de régulation
3	Maîtrise des accidents prévus dans le dimensionnement	Systèmes de protection
4	Limitation des conséquences des accidents graves	Dispositions de mitigation
5	Mesures hors site	Plan d'urgence, évacuation de la population

Tableau 1.2 : Niveaux de la défense en profondeur

Dans le principe de défense en profondeur, les niveaux doivent être indépendants et entrer en jeu successivement, en cas de défaillance du précédent. Le premier niveau consiste à réduire la possibilité que le réacteur nucléaire s'éloigne des conditions opérationnelles sûres, le domaine de fonctionnement normal. Le deuxième niveau de la défense en profondeur concerne les régulations du réacteur, qui permettent de corriger les écarts, avant d'atteindre le domaine de fonctionnement accidentel (le niveau 3 consistant à maîtriser les accidents par les protections). Le pilotage du réacteur est donc un élément important de la sûreté puisqu'il intervient entre les niveaux 1 et 2. Le paragraphe 1.1.5 est dédié à cet aspect.

Démarche de sûreté à la conception

Dans le cadre de travaux de conception de réacteurs innovants menés au CEA, plusieurs approches génériques ont été proposées afin de guider le processus de conception. Le but est d'anticiper au mieux, dès l'idée de base du concept, les points difficiles de la démonstration de

sûreté, nécessaire à un exploitant pour démarrer son installation. En effet, il est plus facile de modifier les choix de design en phase amont du projet qu'à un stade avancé. Toutefois, en phase amont de conception, la sûreté du réacteur ne peut être qu'estimée, car la démonstration de sûreté ne peut se faire qu'avec une connaissance complète du design. La Figure 1.5 illustre ce propos et donne des indications sur les outils disponibles pour l'évaluation de la sûreté d'un réacteur lors du processus de conception.

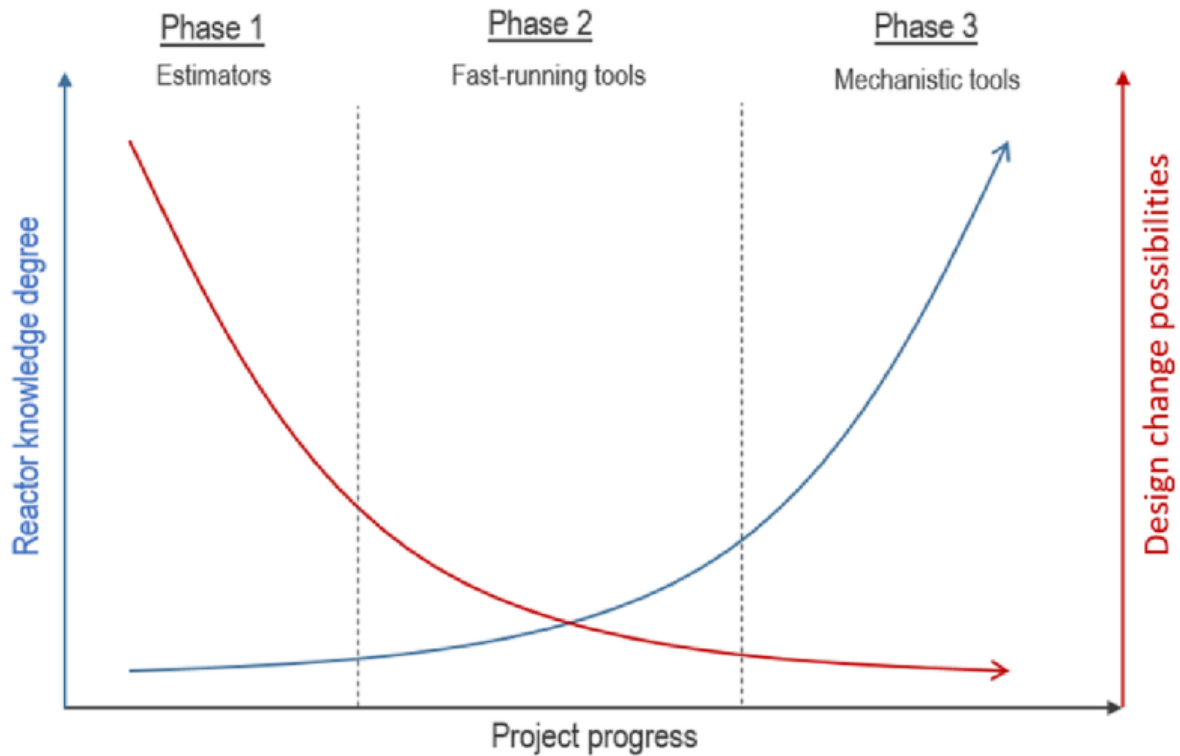


Figure 1.5 : Illustration de l'évolution de la connaissance d'un réacteur et des possibilités de retour à la conception en fonction de l'avancement du projet, issue de [23]

Afin d'intégrer la sûreté en phase de pré-conception d'un réacteur, la référence [22] propose d'étudier son comportement accidentel lors de quelques transitoires typiques, représentatifs de différentes familles d'accident pouvant survenir dans l'installation. Par exemple, un accident conduisant à augmenter la réactivité du cœur (on parle d'insertion de réactivité) ou à réduire la capacité d'extraction de chaleur du réacteur.

Des limites pour les grandeurs physiques considérées dans les accidents, typiquement la température, doivent être fixées et respectées avec suffisamment de marge pour considérer que les conséquences pour la sûreté sont acceptables. Ces limites sont aussi appelées *critères de découplage* car ils permettent de séparer les calculs, et généralement les codes. Par exemple, un code à l'échelle système comme CATHARE3 peut calculer la phénoménologie d'un accident, et si un critère de découplage portant sur l'intégrité des 1^{ère} et 2^{ème} barrières est atteint, des calculs de dispersion des produits radiotoxiques dans l'enceinte du réacteur (3^{ème} barrière) peuvent être réalisés avec un code dédié aux accidents graves.

Néanmoins, le code CATHARE3 cité en exemple peut requérir une connaissance relativement avancée du design par rapport à l'avancement du projet, comme illustré par la Figure 1.5. Les références [22] et [23] proposent des outils physiques plus simples, pour calculer le

comportement transitoire d'un réacteur pour différents accidents et leurs différentes phases temporelles, appliqués au RNR-Na ASTRID. Ces outils ont également été développés pour réduire le temps de calcul, ce qui permet d'accélérer l'avancement de la conception. Enfin, au premier stade de la Figure 1.5, des estimateurs de sûreté sont proposés pour évaluer préliminairement les tendances de comportement accidentel du réacteur considéré. Ceux-ci se basent sur des ordres de grandeurs des principaux phénomènes physiques [24]. Pour les RNR-Na, on peut également construire des estimateurs de sûreté à partir des coefficients k_{gh} cités précédemment [19].

Globalement, cette approche graduelle avec la connaissance du réacteur permet de favoriser les retours à la conception en phase préliminaire, afin de les réduire le plus possible en phase avancée. La thèse de J. Sarr [25] étend cette philosophie de conception au-delà de la sûreté. Le développement d'un outil de pré-dimensionnement d'un RNR-Na prenant en compte plusieurs dizaines de critères de performance (dont la sûreté) a ainsi été effectué.

1.1.5. Pilotage

Fonctionnement normal et conditions opérationnelles

Le pilotage et le fonctionnement normal des REP sont des thématiques techniques codifiées et décrites dans de nombreuses sources détaillées. Dans les *Eléments de sûreté nucléaire* de l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) [26], on peut trouver un résumé de ce que contiennent les règles générales d'exploitation (RGE) d'un REP français, et plus particulièrement les spécifications techniques d'exploitation (STE), qui concernent le fonctionnement normal. Dans les STE, 6 « domaines d'exploitation » sont définis :

- Réacteur en production (RP)
- Réacteur en arrêt normal refroidi par les générateurs de vapeur (AN/GV)
- Réacteur en arrêt normal refroidi par le circuit RRA (AN/RRA)
- Réacteur en arrêt pour intervention (API)
- Réacteur en arrêt pour rechargement combustible dans le cœur (APR)
- Réacteur complètement déchargé (RCD)

Chaque domaine comprend ensuite des « états standards » [26]. Par exemple, le domaine AN/GV inclut l'état d'arrêt à chaud (AC) où l'eau du circuit primaire est à 155 bar et 300 °C et le cœur sous-critique, tandis que le domaine RP couvre l'approche sous-critique permettant d'atteindre la divergence jusqu'à l'état de fonctionnement en production, défini en 2 et 100 %Pn. Lorsque le réacteur fonctionne à puissance nominale, il est aussi dit *en base*. Les conditions opérationnelles peuvent également amener le réacteur à une autre puissance, inférieure ou supérieure. Une puissance inférieure à la puissance nominale, en fonctionnement normal, est aussi dite *partielle*. Les conditions en température et en pression de l'eau du circuit primaire sont les principaux paramètres définissant les domaines et états de fonctionnement, comme représenté sur la Figure 1.6 issue de la référence [16]. On remarquera que les domaines sont bornés par des considérations physiques et des marges associées : par exemple, le domaine AN/GV est limité par une marge de 30 °C à la température de saturation quelle que soit la pression, afin d'éviter l'ébullition de l'eau du circuit primaire.

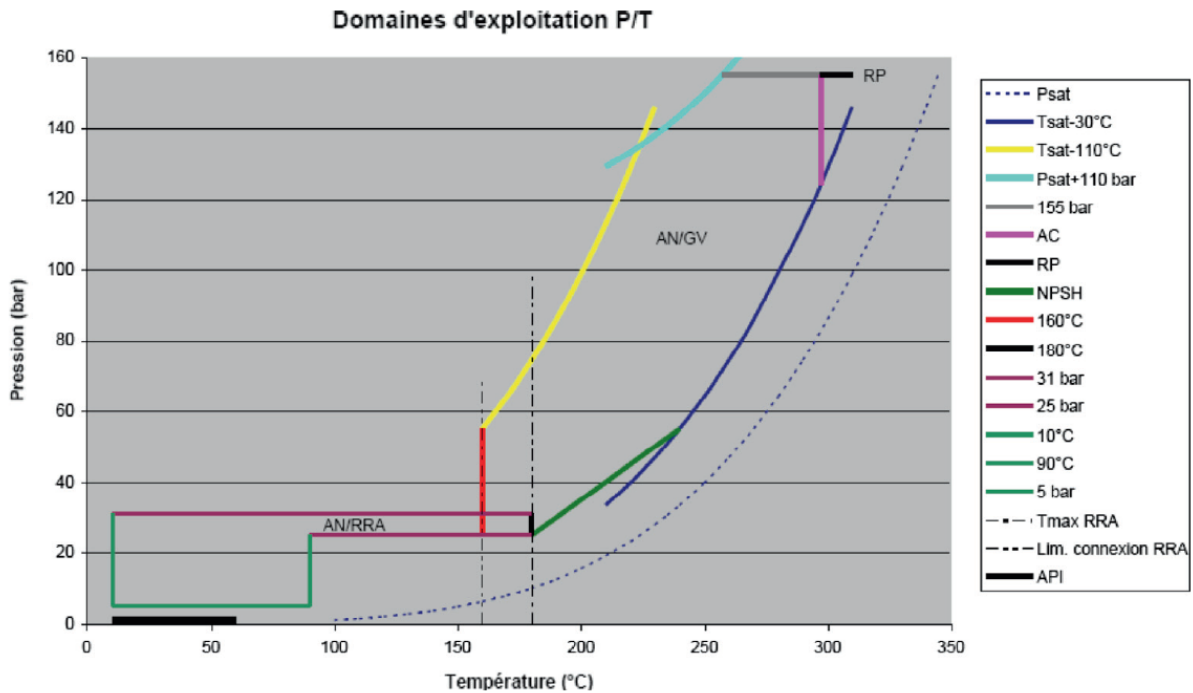


Figure 1.6 : Diagramme pression/température délimitant les domaines d'exploitation d'un REP, issu de [16]

Dans ce manuscrit, on se référera à la notion de *stratégie de pilotage*, qui peut être définie comme l'ensemble des dispositions et moyens permettant de respecter les conditions opérationnelles du fonctionnement normal du réacteur, déterminées pour chaque état de fonctionnement.

Stratégie de pilotage d'un REP

Le pilotage du REP en production fait l'objet d'un ouvrage de référence [15]. Le pilotage y est d'ailleurs défini comme étant restreint à la plage de puissance en 2 et 100 %Pn (état de fonctionnement en production). Le pilotage assure le respect des consignes de température dans les circuits, qui dépendent de la puissance fournie, illustrées par la Figure 1.7. Ces consignes offrent un compromis entre la maximisation de la température de vapeur en sortie du GV, pour améliorer le rendement thermodynamique, et la minimisation de la température en branche chaude du circuit primaire, pour assurer une marge suffisante à la saturation dans ce circuit.

Pour modifier le niveau de puissance, par exemple lors d'un *suivi de charge* ou d'un démarrage, différents moyens de pilotage sont mis en œuvre afin de respecter les consignes de la Figure 1.7. Ces moyens ont été mis en œuvre pour obtenir un comportement du réacteur jugé plus favorable que la *dynamique libre*, c'est-à-dire le comportement en l'absence de régulation et en laissant seulement les contre-réactions neutroniques équilibrer la puissance du cœur avec la puissance extraite. On parle aussi de *comportement naturel*, et celui d'un REP 1300 MWe est étudié dans [15] avant d'introduire les objectifs du pilotage : il ressort de cette étude qu'il est préférable de contrôler le réacteur afin d'éviter des variations de température trop importantes, dégradant le rendement du réacteur et engendrant de fortes variations de volume d'eau dans le circuit primaire.

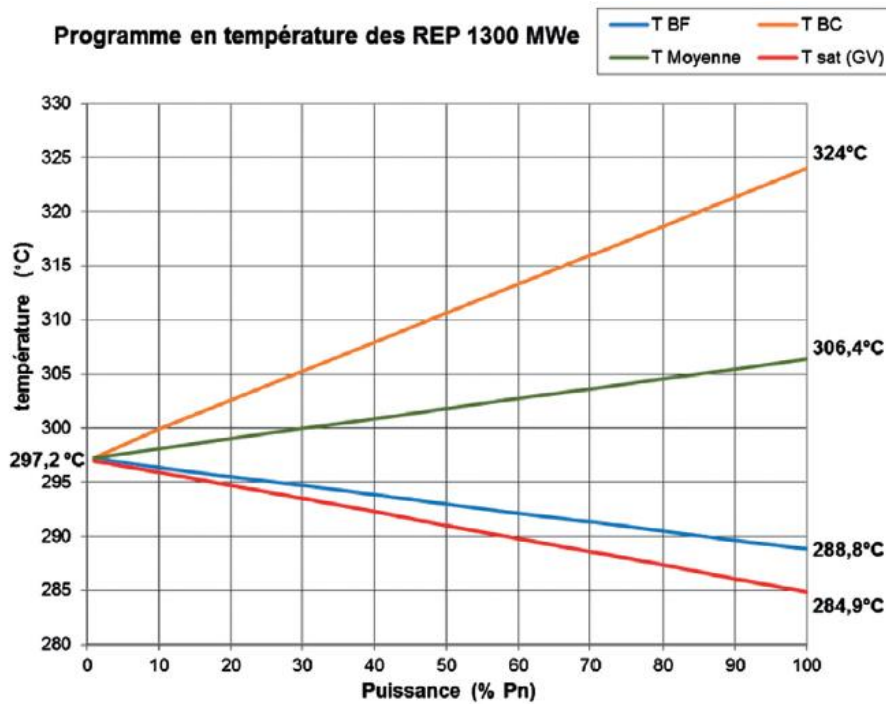


Figure 1.7 : Programme en température d'un REP 1300 MWe, issu de [15]. BF : branche froide, BC : branche chaude, sat : saturation

La Figure 1.8 représente le système de régulation d'un REP permettant son pilotage. Une variation de puissance électrique demandée par le réseau résulte en une adaptation du débit de vapeur envoyé à la turbine depuis le GV, par des vannes de contournement. Afin de maintenir constant le niveau d'eau des GV, une vanne règle le débit d'eau alimentaire fourni par la pompe du circuit secondaire. Ces actions vont impacter l'extraction de puissance dans le circuit primaire au niveau du GV, ce qui va modifier la température en branche froide, et donc en entrée cœur. Les barres de contrôle s'insèrent ou se retirent afin de piloter la puissance neutronique et contrôler la température moyenne primaire, qui doit par ailleurs respecter une nouvelle valeur de consigne dépendante de la puissance électrique.

On propose de terminer cette présentation simplifiée du pilotage des REP en introduisant des termes du contrôle-commande, que l'on peut retrouver dans l'ouvrage de référence de Corriou [27]. Les vannes précédemment citées ainsi que les mécanismes d'insertion et de retrait des barres de contrôle sont les *actionneurs* du système ou *procédé*, en l'occurrence le REP. Les actionneurs permettent d'ajuster les *commandes* du réacteur, qui sont pour cet exemple le débit de vapeur à la turbine, le débit d'eau alimentaire dans le GV et l'antiréactivité apportée par les absorbants des barres. Ces trois grandeurs, qui sont celles *sur lesquelles on peut agir* grâce aux actionneurs, vont modifier le comportement dynamique du système. Les *sorties* du système sont, dans ce cas précis, la puissance électrique, le niveau d'eau liquide dans le GV et la température primaire moyenne. Ces sorties sont les *grandeurs que l'on souhaite contrôler* ou *sur lesquelles on cherche à agir*. Si elles ne sont pas mesurables, un modèle est nécessaire pour reconstituer les valeurs des sorties par rapport à des grandeurs que l'on peut mesurer. Dans le cas du REP, la température primaire moyenne est calculée à partir des valeurs des températures en branches chaude et froide.

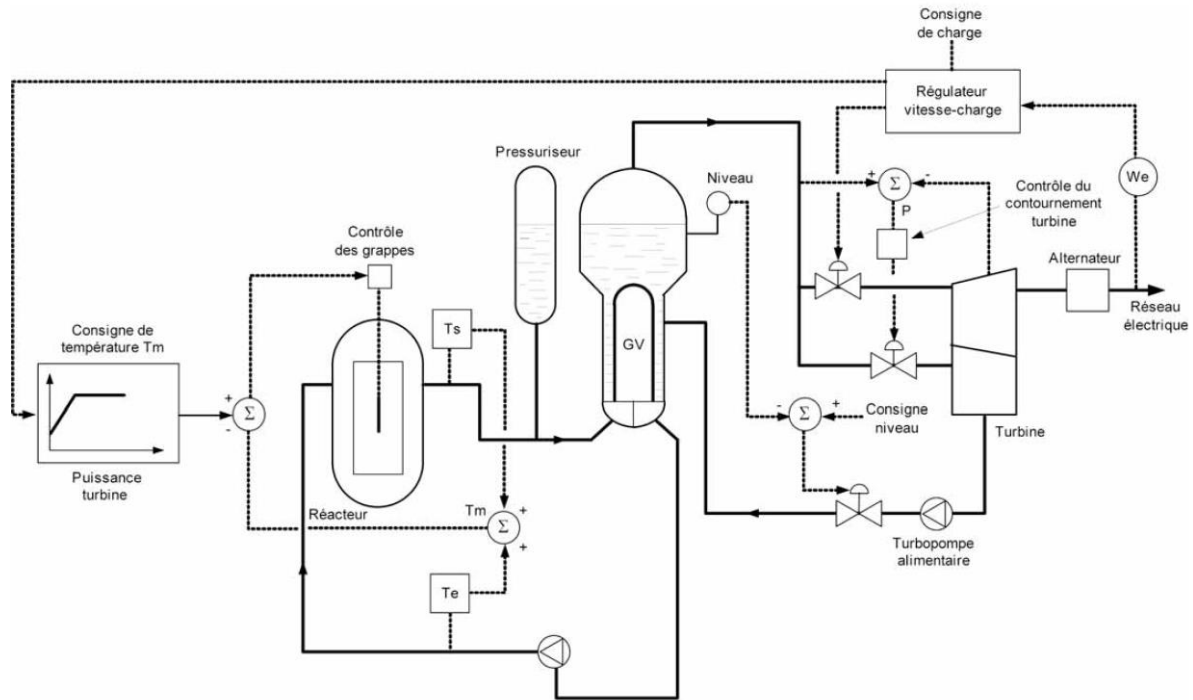


Figure 1.8 : Système de régulation d'un REP, issu de [20]

Pour effectuer le contrôle des sorties, les *régulations* du système mesurent les écarts entre les valeurs des *grandeurs régulées* et leurs *valeurs de consigne*, et en fonction des erreurs envoient des signaux aux actionneurs qui modifient les commandes. Les commandes sont les *grandeurs réglantes*. Les *correcteurs PID* (à action proportionnelle, intégrale et dérivée) sont un type courant de régulation, permettant de calculer la valeur pour 1 actionneur ou commande en fonction de l'évolution temporelle de l'erreur entre 1 variable régulée et sa consigne, afin de réduire cette erreur. On parle de couple *actionneur/grandeur régulée* ou *commande/grandeur régulée*.

Notons que la distinction entre actionneur et commande, et entre sortie et sortie mesurée, dépend du périmètre du système ou procédé que l'on cherche à étudier. Le périmètre naturel du procédé est celui fixé par l'instrumentation de l'installation, et les leviers d'action disponibles en salle de contrôle. Dans le cadre d'études préliminaires de pilotage d'un réacteur, toutefois, on peut dans une première approche faire varier les commandes sans s'intéresser aux limites imposées (sur la plage de variation, ou le taux de variation maximal par exemple) par les actionneurs.

Pilotage d'un RNR-Na

Des informations sur le pilotage des RNR-Na sont également disponibles, notamment pour le réacteur Superphénix, équipé d'un cycle de Rankine pour le SCE. Les spécificités du réacteur ASTRID équipé d'un cycle de Brayton ont donné lieu à la thèse d'A. Grange [21] qui utilise une approche innovante pour contrôler le réacteur, avec l'optimisation des régulations associées. Les moyens de contrôle du SCE retenus sont des lignes de contournement ainsi qu'un système d'injection et de retrait de diazote dans le circuit. Cette sélection a été faite sur la base de l'impact dynamique de l'utilisation de ces actionneurs sur la réponse du réacteur, sans toutefois modifier la stratégie de pilotage de la chaudière : on cherche à réguler la température

de sortie cœur du sodium primaire et la température en branche froide du sodium intermédiaire, et les actionneurs de la chaudière sont les barres de contrôle et les pompes du circuit intermédiaire.

Les *stratégies de pilotage* des REP et des RNR-Na sont l'aboutissement d'études dédiées et ont leur place dans la démonstration de sûreté de ces réacteurs : elles garantissent un fonctionnement normal sûr et permettent de limiter et corriger les écarts par rapport à ce fonctionnement sans solliciter les systèmes de protection. De plus, elles définissent les *actionneurs* utilisables pour piloter le réacteur, qui doivent être dimensionnés en cohérence avec les performances dynamiques attendues.

1.2. Les réacteurs à sels fondus (RSF)

Les réacteurs à sels fondus (RSF) ont été développés dès le début de la R&D nucléaire, principalement à l'Oak Ridge National Laboratory (ORNL) aux Etats-Unis. Aujourd'hui, on assiste à un foisonnement de concepts différents, portés à la fois par des projets nationaux de recherche, ou par des acteurs privés. Les réacteurs à sels fondus développés de nos jours peuvent différer fortement entre eux, mais pour la plupart le combustible est également le caloporteur primaire, ce qui remet en cause les modèles physiques, mais aussi les approches de conception et de sûreté, utilisés pour les réacteurs à combustible solide comme les REP et les RNR-Na. L'état de l'art proposé dans cette partie présente brièvement l'historique de développement des RSF ainsi que les concepts, en se concentrant davantage sur les réacteurs à sels chlorures. Enfin, on résumera les travaux portant sur la modélisation de ces réacteurs, ainsi que les études proches de la thèse sur leur comportement dynamique, avant de traiter leur pilotage à la section suivante.

La Figure 1.9, détaillée au paragraphe 1.2.2, illustre un concept de RSF.

1.2.1. Bref historique

Après-guerre, le démarrage des programmes de nucléaire civil a conduit les laboratoires nationaux américains à explorer l'ensemble des filières de réacteur. Différents réacteurs à cœur homogène (i.e. à un seul matériau dans la zone critique) ont été étudiés, dont des réacteurs où le combustible est par exemple un métal liquide [28], une solution aqueuse [29] ou encore un sel fondu [30]. Ces deux dernières familles ont été développées à l'ORNL [31]. Dans le même temps, un programme de recherche sur l'aviation militaire dans le même laboratoire présentait des difficultés pour le développement d'un réacteur nucléaire de propulsion aérienne : le combustible solide UO_2 envisagé initialement a été remplacé par un sel fluorure à l'uranium, ce qui fait de l'Aircraft Reactor Experiment (ARE) [32] le premier RSF construit et opéré, durant quelques semaines en 1954 [33].

Le projet militaire a ensuite été arrêté pour démarrer un programme de développement d'un réacteur à sels fondus électrogène. Un deuxième RSF, le Molten Salt Reactor Experiment (MSRE) a été construit puis opéré par l'ORNL entre 1965 et 1969 [34]. Le MSRE, un réacteur d'environ 10 MWth de puissance et utilisant des sels fluorures, a fait l'objet de nombreux rapports techniques de l'ORNL. Les développements technologiques et les expériences effectuées sur le MSRE ont également permis le dimensionnement du Molten-Salt Breeder

TerraPower qui se lance dans la construction d'une maquette critique à sel chlorure, le Molten Chloride Reactor Experiment (MCRE), à l'Idaho National Laboratory aux Etats-Unis [43]. Le MSSR à sel chlorure est également en projet, à Abilene Christian University au Texas [44]. Enfin, la France étudie également les RSF à sels chlorures depuis environ 2020, à travers différentes collaborations entre le CNRS, le CEA, Orano, Framatome et EDF – dont le projet ISAC [45] commun à ces 5 acteurs – mais également des initiatives de start-ups.

Un historique complet ainsi qu'un état de l'art des activités de recherche et développement sont disponibles dans le rapport [46]. La suite de cet état de l'art détaille quelques considérations sur les sels fondus et les RSF ainsi que quelques concepts.

1.2.2. Généralités sur les réacteurs à sels fondus

Les sels fondus en tant que fluide caloporteur et combustible

Les sels sont des composés ioniques de cations et d'anions. A pression atmosphérique, certains sels sont liquides à température ambiante, et sont plutôt nommés des « liquides ioniques ». Les sels qui ont un point de fusion élevé, et qui doivent donc être portés à haute température pour être à l'état liquide, sont les sels fondus. On regroupe les sels selon l'anion qui les constitue, et des exemples sont les fluorures (F^-), chlorures (Cl^-) et nitrates (NO_3^-). Les sels nitrates sont utilisés pour le stockage de chaleur, notamment dans les centrales solaires à concentration, un secteur qui développe aussi les sels chlorures, à température de fusion généralement plus élevée. La présence d'oxygène dans les ions nitrates NO_3^- est incompatible avec l'uranium ou le plutonium (dissociation de l'O et précipitation d' UO_2 ou de PuO_2), donc les RSF envisagés ont un sel combustible fluorure ou chlorure. On renvoie à [47] pour une revue générale sur les sels fondus appliqués au secteur de l'énergie, et à [48] pour une revue sur les combustibles fluorure et chlorure. Les sels à base de brome ou d'iode ont également été étudiés, mais du point de vue neutronique seulement [49], et sont écartés de cette analyse.

Pour concevoir un RSF, il est essentiel de connaître à la fois les températures de solidification et d'ébullition des sels, leurs propriétés physiques, leur comportement sous irradiation et les mécanismes de corrosion. La composition chimique des sels a une influence sur ces caractéristiques. Par exemple, le NaCl et l' UCl_3 ont chacun une température de fusion voisine de 800 °C, mais la température de fusion du mélange NaCl- UCl_3 à la composition molaire (67%-33%) est de seulement 520 °C [50]. Des approches thermodynamiques permettent de compléter les données expérimentales pour calculer les diagrammes de phase de sels binaires ou ternaires (avec deux ou trois composants chimiques distincts), comme présenté dans [48]. Il existe également des méthodes pour estimer les propriétés thermophysiques des sels en fonction de leur composition, et des propriétés des composants (par exemple, NaCl et $PuCl_3$) ; celles-ci sont recensées par McMurray et al. [51]. De ces propriétés (densité, capacité calorifique, viscosité, conductivité) dépendent le design des composants du réacteur, et le comportement dynamique lors de transitoires normaux ou accidentels. Il est important de noter que ces méthodes produisent des résultats avec des biais. Ce point rend intéressant l'utilisation d'outils rapides pour la conception et l'évaluation des réacteurs à sels fondus, à la fois pour propager les incertitudes, prioriser les mesures expérimentales à effectuer, et enfin adapter la conception à de nouvelles données.

Du fait de l'évolution isotopique du sel combustible, dans lequel ont lieu directement les fissions, certains produits de fission et d'activation, et actinides seront dissous ou formeront

différentes phases en fonction de la température, de la pression et du potentiel redox. Certaines phases solides peuvent précipiter dans différents endroits du circuit combustible. Ces questions sont importantes pour évaluer la faisabilité des RSF, et à ce jour davantage de données expérimentales sont nécessaires. A ce stade des connaissances, on peut s'attendre à ce que les températures de fonctionnement du réacteur doivent être adaptées en fonction du taux de combustion, et que les propriétés thermophysiques du mélange soient altérées. La méconnaissance de ces effets justifie également l'importance de prendre en compte les incertitudes dans les calculs de conception et de sûreté, tant que de nouvelles mesures ne sont pas disponibles.

D'après la référence [47], la corrosion en sel fluorure ou chlorure est accélérée par la présence d'impuretés dans le sel (humidité par exemple), ce qui rend essentielle la purification du combustible. Le contrôle du potentiel redox pendant l'opération du réacteur est également affiché comme important pour les sels fluorures qui bénéficient d'un retour d'expérience plus important, ce qui implique le traitement périodique du sel pour des raisons chimiques, et pas seulement neutroniques. La référence [47] renvoie particulièrement à [52] pour les questions de corrosion. La recherche de matériaux de structure résistant à la corrosion des sels, mais également à l'irradiation sont un aspect essentiel du développement de la technologie. Etant donné le point d'ébullition élevé des sels, ce sont les matériaux de structure qui contraignent la température maximale de fonctionnement des RSF, afin de respecter leur tenue thermomécanique.

Description générale des réacteurs à sels fondus et éléments de vocabulaire

Dans cette thèse, on considère d'abord les RSF comme des réacteurs où le combustible est liquide sous forme de sel fondu ; ainsi, les concepts type KP-FHR de Kairos Power [53] qui possèdent un combustible solide refroidi par un sel fondu, ne sont pas inclus dans la discussion.

De plus, on se concentre sur les RSF où le combustible circule dans le réacteur : le sel est transporté depuis la zone critique (ou cœur) où se produisent les fissions, jusqu'à des échangeurs de chaleur découplés neutroniquement. On exclut donc de l'analyse de cette thèse les réacteurs Stable Salt Reactor de Moltex [54] et Thorizon [55] dont le combustible est contenu dans des gaines ou dispositifs.

On peut parler alors de « circuit combustible », qui remplace la notion de circuit primaire dans un REP ou RNR-Na. Le cœur ou zone critique est le siège des fissions, où la réaction en chaîne a lieu. Généralement, un circuit fluide intermédiaire est envisagé entre le circuit combustible et le SCE du réacteur ; on désignera dans cette thèse l'échangeur entre le sel combustible et le fluide intermédiaire (qui est généralement un sel aussi) sous l'acronyme IHX (Intermediate Heat Exchanger). Le sel combustible circule du cœur à l'IHX par convection naturelle ou sous l'action des pompes du circuit combustible. Des conduites guident l'écoulement entre les composants, et un réservoir avec une surface libre de sel est généralement prévu pour accommoder les dilatations et potentiellement stocker les gaz de fission, selon la stratégie de gestion : on le nomme vase d'expansion en référence à la première fonction.

Nous introduisons ici les notations qui seront reprises dans le manuscrit : les indices $_{comb}$ et $_{int}$ désignent le sel combustible et le fluide intermédiaire, respectivement, tandis que les exposants BC et BF désignent les branches chaude et froide. Par exemple, T_{comb}^{BC} est la température chaude du sel combustible, en entrée de l'IHX.

Le fluide du circuit intermédiaire est généralement un sel fondu, sans matière nucléaire, de même nature que le sel combustible (chlorure ou fluorure). Le SCE peut être un cycle de Rankine ou un cycle de Brayton, et le circuit intermédiaire possède soit un GV, soit un échangeur avec du CO₂ supercritique ou un gaz de travail monophasique. Dans ce cas, on note cet échangeur SGHX dans cette thèse, pour Salt-Gas Heat Exchanger, ce qui correspond au cas le plus général : sel fondu dans le circuit intermédiaire à haute température, et cycle de Brayton pour améliorer le rendement thermodynamique. Le schéma de la Figure 1.9, issu de [1], illustre un concept de réacteur à sels fondus à spectre neutronique thermique modéré par du graphite.

Les réacteurs à sels fondus, à combustible liquide circulant, possèdent certaines différences par rapport aux réacteurs à combustible solide :

1. Les matières nucléaires (actinides, produits de fission et produits d'activation) sont réparties spatialement dans l'ensemble du circuit combustible, y compris en-dehors du cœur :
 - a. Le retraitement en ligne du sel est possible, motivé par plusieurs raisons : retrait de certains produits de fission ou actinides afin d'améliorer les performances neutroniques ou conserver la réaction en chaîne, ajout de matière fissile d'appoint, ajout de composants du sel visant à stabiliser le potentiel redox ou plus largement la composition chimique
 - b. Certains produits de fission ne sont pas dissous dans le sel (gaz nobles migrant aux surfaces libres, métaux nobles se déposant sur les parois des points froids), et les gazeux doivent être évacués
 - c. Les précurseurs de neutrons retardés circulent, et certains décroissent en-dehors du cœur
 - d. Idem pour les précurseurs de chaleur résiduelle : la puissance résiduelle est répartie dans le circuit combustible, y compris dans le vase d'expansion où migreront des produits de fission gazeux
 - e. Potentiellement, le réacteur contient plusieurs fois la masse de sel suffisante pour atteindre la criticité à la température nominale dans le cœur, puisque les échangeurs de chaleur (et autres composants du circuit combustible) mobilisent du volume de sel
2. La dilatation du sel suite à une élévation de température induit une contre-réaction neutronique dite *de densité*
3. On peut vidanger le circuit combustible, y compris par gravité, vers un réservoir assurant la sous-criticité et l'évacuation de la puissance résiduelle : c'est une technique de mitigation potentielle en cas d'accident

Nous avons vu précédemment que les précurseurs de neutrons retardés permettent d'augmenter le temps caractéristique d'un réacteur nucléaire, ce qui rend possible le pilotage de la réactivité. Dans un RSF, le nombre de neutrons retardés participant à la réaction en chaîne diminue à cause du mouvement du sel, à l'exception des réacteurs où les composants du circuit sont tous compris dans la zone critique – ce qui n'est pas le cas pour les RSF présentés dans ces travaux. Un neutron donne toujours naissance par fission à $1 - \beta$ neutrons prompts et β neutrons retardés, sauf que seuls β_c neutrons retardés sont réellement émis en cœur. On utilise dans cette thèse les indices c pour la fraction « circulante », et, pour lever toute ambiguïté, s pour la fraction « statique » (β est désormais noté β_s). Nécessairement, $\beta_c < \beta_s$ et cette *réduction* du nombre de neutrons retardés disponibles en cœur pourrait avoir un impact négatif sur le comportement

dynamique du réacteur lors d'accidents d'insertion de réactivité, qui seront étudiés dans ces travaux. On renvoie également à l'Annexe A pour une discussion plus approfondie sur ce sujet.

En revanche, la contre-réaction de densité est un atout pour stabiliser le comportement dynamique du réacteur. En cas d'échauffement, le sel combustible se dilate et sa densité diminue, ce qui réduit la masse de noyaux fissiles présents dans la zone critique. Cette contre-réaction agit rapidement (dans la limite de la vitesse du son) du fait du dépôt de puissance directement dans le sel. Seul l'effet Doppler est plus rapide dans les réacteurs nucléaires, et il est au plus du même ordre de grandeur que l'effet de densité. Ce dernier est généralement plus élevé (coefficient en température c_{dens} de -10 à -20 pcm/°C) que les contre-réactions d'un RNR-Na, mais toutefois inférieur à l'effet modérateur du REP (entre -60 et -10 pcm/°C). Parmi les concepts relevés dans la littérature (une sélection est proposée au paragraphe suivant), certains ne comprennent pas de système de contrôle de la réactivité pour le pilotage de la puissance, car une faible variation de température causée par une modification de l'extraction de la chaleur agit rapidement sur la réaction en chaîne.

Pour un réacteur à sels fondus sans structure dans la zone critique (par exemple, absence de matrice de graphite dans un concept à spectre rapide), l'écoulement du sel en cœur sera généralement turbulent, et complexe à caractériser [56]. Un exemple de RSF à spectre rapide, le MSFR, est illustré par la Figure 1.10 extraite de la référence [46].

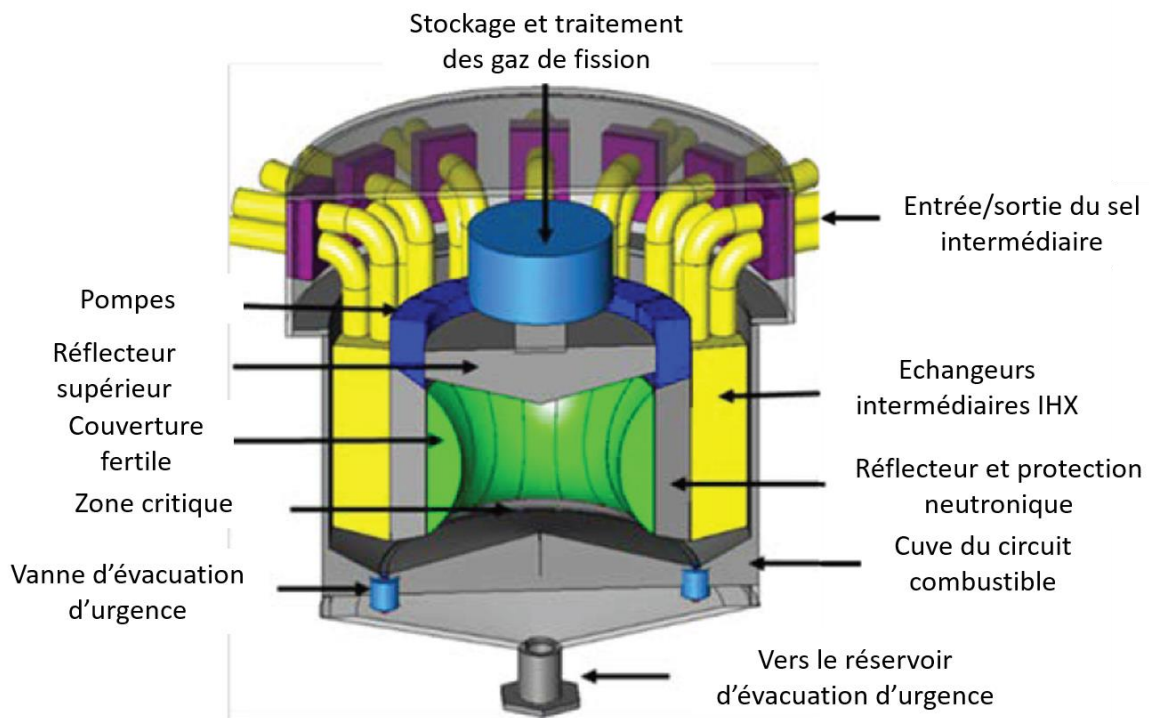


Figure 1.10 : Schéma du circuit combustible du MSFR issu de [46]

1.2.3. Concepts de réacteurs à sels fondus

Réacteurs à sel combustible fluorure

Le Tableau 1.3 regroupe les informations relevées dans la littérature sur un nombre réduit de concepts de RSF à sel fluorure, ceux dont le plus de données a été trouvé. L'ARE, le MSRE américains ne sont toutefois pas listés, tout comme le TMSR-LF chinois car on se concentre sur des concepts non-expérimentaux, à puissance thermique élevée, pour l'étude de la conception et du pilotage. Bon nombre d'acteurs proposant un RSF à sel fluorure sont des entreprises privées, dont on trouve peu d'information de conception et de fonctionnement dans la littérature ouverte. La référence [42] est proposée pour un panorama plus global de ces concepts, qui complète le Tableau 1.3, focalisé sur les concepts plus académiques. Dans ce tableau, on note P la puissance, l'indice e signifiant électrique, η le rendement thermodynamique du SCE, et T la température avec *comb* et *int* en indice signifiant « combustible » et « intermédiaire » respectivement, et avec *BC* et *BF* en exposant signifiant « branche chaude » et « branche froide ». Par exemple, T_{comb}^{BC} est la température du combustible dans la branche chaude, c'est-à-dire en sortie du cœur et en entrée d'IHX.

Nom		MSBR	MSFR	MOSART
Organisme		ORNL	CNRS	Institut Kurchatov
Référence(s)		[36]	[39], [57]	[40], [42]
P	MW	2250	3000	2400
P_e	MW	1000	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>
η	-	44%	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>
Sel combustible (base)		LiF-BeF ₂	LiF	LiF-BeF ₂
Combustible		Th/U	Th/U	Actinides
Spectre neutronique		Thermique	Rapide	Rapide
Modérateur		Graphite	-	-
Réflecteur		Graphite	Alliage base Ni	Graphite
Couverture fertile		-	LiF-ThF ₄	-
V_{ZC}	m ³	30,4	9	25
	-	62%	50%	50%
V_{HZC}	m ³	18,6	9	25
	-	38%	50%	50%
T_{comb}^{BC}	°C	710	750	720
T_{comb}^{BF}	°C	570	650	600
Sel intermédiaire		NaF-NaBF ₄	NaF-NaBF ₄	<i>N.D.</i>
T_{int}^{BC}	°C	625	615	<i>N.D.</i>
T_{int}^{BF}	°C	460	545	<i>N.D.</i>
Fluide de travail du SCE		Eau supercritique	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>

Tableau 1.3 : Comparaison de concepts de RSF à sels fluorures (*N.D.* : non disponible, - : sans unité ou absence du design)

Le MSBR est le design où le plus d'information est disponible, notamment dans un rapport décrivant son dimensionnement [36]. Le MSFR a également fait l'objet d'un grand nombre de publications : on peut trouver une modification récente (2022) de la conception du cœur dans [56], mais on trouvera plus d'éléments sur le réacteur complet dans la thèse de D. Gérardin de

2018 [57]. Dans cette dernière référence, il est précisé que le sel intermédiaire ne fait pas l'objet d'un choix définitif, et on ne trouve pas d'information sur son point de fonctionnement en-dehors du circuit combustible. On se basera sur le choix du NaF-NaBF₄ [58] et des températures résultant d'un jeu de données du MSFR pour le code LiCore [59] fourni par A. Laureau en 2021, que nous présenterons plus loin, pour compléter le Tableau 1.3. Des études de conceptions alternatives de l'IHX [60], ainsi que du SCE et du SGHX [61] ont été effectuées par ailleurs dans le cadre du projet européen SAMOSAFER, mais ne sont pas considérées comme référence pour le MSFR et par conséquent ne sont pas reportées dans le Tableau 1.3.

On peut remarquer que les concepteurs des réacteurs à sels fluorures considérés visent de hautes températures pour le sel combustible (T_{comb}^{BC} supérieures à 700 °C). Dans le cas du MSBR où l'information est disponible, la température du sel intermédiaire est beaucoup plus basse, ce qui résulte d'un choix de conception permettant d'augmenter la puissance de l'échangeur IHX tout en limitant la surface d'échange nécessaire. Chaque concept propose en effet une répartition équitable des volumes de sel combustible dans le cœur et en-dehors (50% à 62%), ce qui permet en outre de limiter la diminution de la fraction de neutrons retardés disponible en cœur, β_c , par rapport à la fraction produite β_s .

Réacteurs à sel combustible chlorure

Les réacteurs à sel chlorure ont fait l'objet de moins de R&D avant les années 2010, en comparaison aux RSF à sel fluorure (principalement portés par l'ORNL). Néanmoins ils ont été considérés dès les années 1950 par différents acteurs ; on renvoie aux revues bibliographiques des thèses de Z. Mausolff [62] et H. Pitois [63], ainsi qu'à l'entrée encyclopédique de Krepel et Kramer [64] sur ce sujet. La majorité des concepts proposés à cette période sont des réacteurs surgénérateurs de plutonium, en cycle U/Pu, de grande puissance. La conception de ces réacteurs est généralement limitée aux bilans de matière (Pu produit, actinides consommés), sans développer le dimensionnement thermohydraulique, ni les études de sûreté, d'après l'analyse de Z. Mausolff [62].

On peut toutefois noter sur cette période un concept de RSF à sel chlorure de 6 GWth, le MCSFR, qui a fait l'objet d'un développement sur plusieurs années au Royaume-Uni, résumé dans un rapport [65] non présent dans les revues bibliographiques précédemment citées. On y trouve un pré-dimensionnement d'IHX à tubes droits et calandre, ainsi qu'une discussion préliminaire sur le comportement en transitoire du réacteur. Le pilotage du concept était envisagé sans contrôler la réactivité, uniquement en ajustant la puissance extraite à l'IHX, sans préciser de moyen privilégié pour y parvenir (débit de sel intermédiaire, contrôle du SCE...) [65]. Un des designs proposés pour ce concept est illustré par la Figure 1.11.

Parmi les travaux relevés par Z. Mausolff [62] et H. Pitois [63], on peut également citer Mourogov et Bokov, qui ont développé le concept REBUS (3700 MWth) et proposé une méthode simplifiée pour évaluer son comportement accidentel [66] : elle sera détaillée au paragraphe 1.2.4. La thèse de L. Mesthiviers [67] a abouti à un concept de 300 MWth, principalement axé sur des objectifs de performance d'irradiation des déchets nucléaires dans le contexte français. On y trouve également une approche de pré-dimensionnement thermohydraulique du réacteur avec un modèle d'échangeur à plaques corruguées. L'approche utilise le code SONGe, également utilisé par H. Pitois dans sa thèse [63] (le code, développé au CNRS, est décrit dans [63] et [67]). On renvoie également à la thèse de T. Sornay, démarrée en 2021, incluant un modèle pour estimer le volume de sel combustible mobilisé par les pompes,

dans le code SONGE. H. Pitois [63] s'est aussi intéressé au pré-dimensionnement du vase d'expansion en soulignant des difficultés à minimiser le volume de sel combustible contenu dans ce composant au régime nominal, qui doit supporter les dilatations thermiques et être découplé neutroniquement du cœur. De plus, l'auteur a cherché à analyser le comportement dynamique du réacteur étudié (MSFR-Cl, i.e. la « version chlorure du MSFR ») avec différents modèles de transitoires – nous détaillerons plus loin les outils de modélisation existants pour les réacteurs à sels fondus. En particulier, des transitoires de suivi de charge ont été calculés sans contrôle du circuit combustible, en cohérence avec les approches de pilotage du MSFR [68] et du MCSFR [65]. Enfin, une première approche de pré-dimensionnement de système d'évacuation de la puissance résiduelle pour le MSFR-Cl a été proposée. Celle-ci se base sur la convection naturelle des sels combustible et intermédiaire et de l'air de l'enceinte du réacteur, via des échangeurs sel intermédiaire/air à plaques lisses [63].

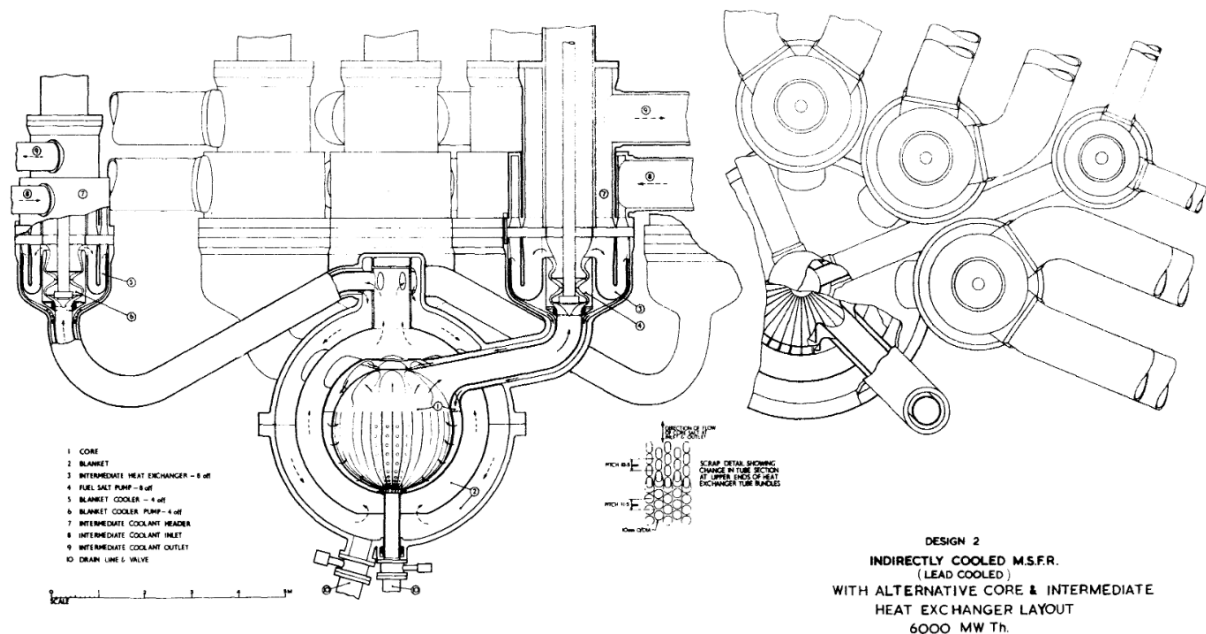


Figure 1.11 : Schéma d'un concept proposé par UKAEA dans les années 1970, avec pompage des sels combustible et fertile dans des échangeurs, refroidis au plomb (figure 2 de [65])

Z. Mausolff [62] a quant à lui présenté une conception du cœur poussée, avec un système de refroidissement du réflecteur et des protections neutroniques autour de la zone critique, par un écoulement guidé du sel combustible. Un échangeur à tubes droits et calandre a été proposé, contenant 70 m^3 de sel combustible, soit 3 fois plus que dans le cœur. L'auteur évoque l'utilisation d'une technologie d'échangeur à canaux pour réduire le volume hors cœur V_{H2C} [62].

Différents acteurs privés développent la technologie, dont il est difficile de trouver des données dans la littérature. Aux Etats-Unis, l'entreprise TerraPower développe depuis une dizaine d'années le concept du MCFR, que nous avons déjà évoqué [69], ainsi que des moyens expérimentaux comme le MCRE [43]. On peut également citer les entreprises Exodys Energy (anciennement Elysium Industries) développant le MCSFR [70], Moltex avec le SSR [54], et Dual-Fluid [71]. En France, les start-ups NAAREA et Stellaria proposent des concepts de RSF à sel chlorure, avec quelques spécificités : le premier est un micro-réacteur avec un cœur-échangeur [72], et le deuxième fonctionne en convection naturelle.

D'autres concepts ont été relevés dans la littérature ouverte, en plus des revues bibliographiques précédemment évoquées ([62] et [63]). En Suisse, B. Hombourger [73] a proposé un concept de RSF chlorure en évaluant ses performances sur le cycle des matières, tandis qu'un travail de thèse postérieur a cherché à adresser des problématiques de conception thermohydraulique du cœur et de solidification du sel [74]. Toutefois, on observe davantage d'efforts de développement en Asie, notamment sur la conception thermohydraulique. Au Japon, une activité de recherche sur les RSF à sel chlorure a démarré en 2016, portant sur les concepts IMSFR de différentes puissances [75]. Mochizuki a publié une série d'articles portant notamment sur la modélisation neutronique-thermohydraulique appliquée à un IMSFR de 700 MWth (on peut citer [76] comme point de départ), où on peut identifier un choix d'IHX à tubes en U et calandre. L'auteur applique cette modélisation à l'étude de la dynamique accidentelle du réacteur à sels fondus considéré, en incluant le circuit intermédiaire [77]. Un système EPuR est également inclus dans ces études, tandis que des questions de conception de l'IHX sont adressées par l'auteur [78]. En Corée du Sud, le projet I-SAFE-MSR développe le PMFR (le projet et le réacteur sont décrits dans [79]), un RSF de 300 MWth sans pompe dans le circuit combustible, utilisant la convection naturelle au régime nominal. A nouveau, la recherche est portée sur la thermohydraulique du réacteur, et pour la première fois on trouve des études de conception du système de conversion d'énergie [80]. Les récentes avancées sur le PMFR sont représentées sur la Figure 1.12.

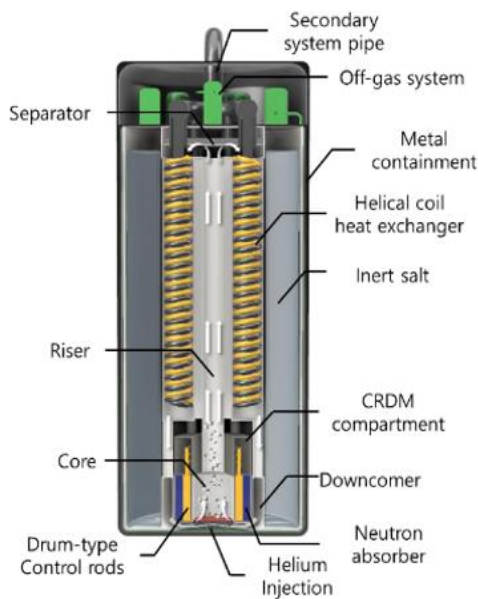


Figure 1 Schematic diagram of PMFR reactor system

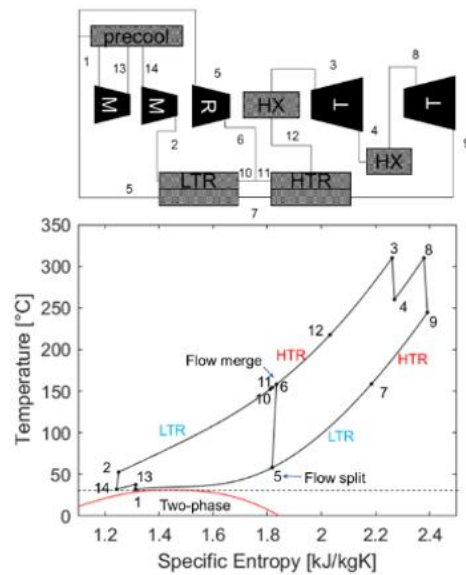


Figure 3 SCO2 recompression cycle with intercooling and reheating [9]

Figure 1.12 : Reproduction des figures 1 et 3 de [80], illustrant le concept PMFR (Corée du Sud)

Le Tableau 1.4 rassemble les informations relevées dans la littérature ouverte, pour les concepts ayant fait l'objet d'un pré-dimensionnement thermohydraulique, en plus de la neutronique. Le réacteur ARAMIS-P [45], issu d'une collaboration entre le CEA et Orano, a été ajouté. Il fera l'objet d'une description plus détaillée au Chapitre 4. L'esquisse du projet ISAC, en cours de développement, n'est pas incluse dans le Tableau 1.4.

Etat de l'art sur le pilotage des réacteurs à sels fondus

Nom		MCSFR	MSFR-CI	-	PMFR	IMSFR	ARAMIS-P
Organisme ou auteur		UKAEA	Pitois	Mausolff	Divers Corée du Sud	Divers Japon	CEA, Orano
Année(s)		1964-1974	2020-2023	2015-2019	2021-pr.	2022-pr.	2021-pr.
Référence(s)		[65]	[63]	[62], [81]	[79], [80]	[77]	[45]
P	MW	6000	3000	3000	300 (200-400)	700	300
P_e	MW	2500	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>	150	<i>N.D.</i>	124
η	-	42%	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>	50%	<i>N.D.</i>	41%
Sel comb. (base)		NaCl	NaCl	NaCl	KCl	NaCl-MgCl ₂	NaCl-MgCl ₂
Combustible		U/Pu	U/Pu	U enrichi à 15,5%	U/Pu	U/Pu	Pu
Spectre neutronique		Rapide	Rapide	Rapide	Rapide	Rapide	Rapide
Modérateur		-	-	-	-	-	-
Réflecteur		-	Acier 316H	Acier S316	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>	MgO
Couverture fertile		NaCl-UCl ₃	NaCl-UCl ₃	-	-	-	-
V_{ZC}	m ³	17	20	22,5	6,3	10	1,2
	-	37%	43%	24%	38%	48%	22%
V_{HZC}	m ³	21,5	26,5 ^c	70,2	10,2	10,9	4,45
	-	63%	57%	76%	62%	52%	78%
T_{comb}^{BC}	°C	810	727	677	750	615	650
T_{comb}^{BF}	°C	650	577	577	600	511	570
Sel intermédiaire		Plomb	LiCl-NaCl-KCl	LiF-NaF-KF	NaF-NaBF ₄	NaCl-KCl-MgCl ₂	NaCl-MgCl ₂
T_{int}^{BC}	°C	600	<i>N.D.</i>	627	<i>N.D.</i>	536	550
T_{int}^{BF}	°C	480	484	507	<i>N.D.</i>	477	490
IHX		Tubes droits et calandre	Plaques corruguées	Tubes droits et calandre	Serpentins hélicoïdaux et calandre	Tubes en U et calandre	Tubes en U et calandre / plaques
Fluide de travail du SCE		Eau-vapeur	<i>N.D.</i>	<i>N.D.</i>	CO ₂ supercritique	<i>N.D.</i>	N ₂

Tableau 1.4 : Comparaison de concepts de RSF à sel combustible chlorure (N.D. : non disponible, - : sans unité ou absence du design)

1.2.4. Modélisation du comportement dynamique des RSF

La modélisation des RSF nécessite par ailleurs des adaptations des modèles et codes présentés au paragraphe 1.1.2, du fait des spécificités du combustible liquide circulant. Les travaux de la présente thèse ont pour objet le pilotage au temps court du réacteur. Ainsi, seules les adaptations de la thermohydraulique et de la cinétique neutronique seront détaillées dans la présente revue.

Neutronique

La technique du bilan de réactivité au régime permanent, existante pour les REP (réacteur point) et RNR-Na (méthode *kgh*), a été adaptée aux réacteurs à sels fondus par Mourogov et Bokov [66]. On peut trouver plus de détails sur les équations du modèle dans la thèse de P. Bokov [82]. Le bilan de réactivité doit être adapté aux contre-réactions spécifiques aux RSF, notamment

^c 25 m³ de sel hors cœur et 1,5 m³ de sel dans le vase d'expansion au régime nominal.

l'effet de densité. Par rapport au bilan de réactivité d'un réacteur à combustible solide, une autre différence consiste à ajouter un terme quantifiant la diminution du nombre de neutrons retardés sous l'influence du débit de sel combustible. Différentes approches analytiques ont été relevées dans la littérature, permettant de calculer la fraction de neutrons retardés en cœur β_c . Elles sont discutées en Annexe A.

Pour les transitoires, Wooten et Powers [83] ont publié un état de l'art des modèles de cinétique neutronique adaptés aux réacteurs à sels fondus. Les auteurs y décrivent les adaptations relevées dans la littérature, à différents niveaux de modélisation :

1. Cinétique 3D basée sur la diffusion multigroupe
2. Cinétique point
3. Approche quasi-statique
4. Transient Fission Matrix (TFM)

Pour la cinétique 3D (approche 1), l'équation de la diffusion multigroupe n'est pas modifiée. Les précurseurs de neutrons retardés peuvent être advectés dans le réacteur par un modèle de thermohydraulique.

Wooten et Powers [83] notent que différentes déclinaisons de la cinétique point (approche 2) ont été proposées. Typiquement, le modèle le plus simple utilise une concentration totale dans le cœur pour chaque famille de précurseurs de neutrons retardés en ajoutant des termes de disparition et source dus au mouvement du sel, tandis qu'un modèle plus complexe intègre en espace et en énergie l'effet des neutrons retardés dans le bilan neutronique 0D, mais repose sur le modèle thermohydraulique pour l'advection des précurseurs dans le réacteur. Cette dernière approche est caractéristique du modèle de Cinétique Point par Zone (CPZ) ainsi dénommé et présenté dans la thèse d'A. Laureau [84].

La méthode quasi-statique (approche 3) est intermédiaire entre les approches précédentes. Elle existe également pour les réacteurs à combustible solide. Sur des intervalles de temps relativement courts, le formalisme de cinétique point est adopté, mais entre ces intervalles la forme spatiale et énergétique du flux est recalculée, typiquement avec un calcul de transport. Le coût de calcul de cette approche est fortement supérieur à la cinétique point, mais peut être plus intéressant que la cinétique 3D en diffusion multigroupe. Il s'agit d'un compromis entre ces deux approches, motivé par la recherche de plus de précision sans dégrader fortement le temps de calcul. Bien que Wooten et Powers notent qu'aucune application de cette approche n'a été effectuée sur des RSF à spectre neutronique rapide, on peut trouver un résultat sur le réacteur MOSART avec un modèle basé sur SIMMER-III, dans [85].

Enfin, la technique Transient Fission Matrix (TFM) a été développée par A. Laureau dans sa thèse, comparée à des résultats expérimentaux (à combustible solide) et appliquée directement au MSFR [84]. La méthode consiste à pré-calculer, avec un code Monte-Carlo, des matrices de probabilité, puis de transporter spatialement les neutrons d'un petit volume du cœur à un autre. C'est une approche de type cinétique 3D. Une distinction est faite entre neutrons prompts et neutrons retardés émis par décroissance ; les précurseurs doivent être transportés dans le réacteur par un modèle de thermohydraulique.

Thermohydraulique

Divers modèles thermohydrauliques ont été utilisés pour étudier les RSF en comportement transitoire. Mis à part l'utilisation de sels qui nécessitent de mettre en place des équations d'état et des corrélations dédiées aux sels fondus, la thermohydraulique reste inchangée, pour le circuit intermédiaire comme pour le SCE. Dans le circuit combustible, le transport de précurseurs de neutrons retardés et de chaleur résiduelle est une nouveauté à prendre en compte.

Les précurseurs sont traités comme étant dissous dans le sel, et l'advection dans le cœur des précurseurs de neutrons retardés peut avoir une influence sur la valeur de β_c , notamment si des recirculations dues à la turbulence sont présentes dans la zone critique (la référence [86] semble toutefois indiquer un impact modéré de ce phénomène dans le cas du MSFR). En revanche, les produits de fission ne sont pas tous dissous dans le sel, et l'écoulement dans le circuit combustible est multiphasique. Le cas d'un système de bullage d'hélium en bas du cœur, option de conception quelque fois proposée pour améliorer l'évacuation des produits de fission gazeux du sel combustible, nécessite une modélisation diphasique, y compris en fonctionnement normal. Des réactions chimiques entre les produits de fission, le sel combustible et les matériaux (corrosion) peuvent également avoir lieu et produire une phase gazeuse [87], ce qui complique la modélisation fine des RSF.

Finalement, les sels fondus ayant un point de fusion élevé (typiquement plus de 300 °C), la solidification du sel est un phénomène à prendre en compte en cas d'accident. Par ailleurs, la question de l'importance du transfert de chaleur par rayonnement se pose dans les sels qui sont des milieux semi-transparents. Ces problématiques ont fait l'objet de peu de travaux relevés dans la littérature. On peut toutefois citer les travaux de thèse de M. Tano Retamales [88].

La grande difficulté de modéliser finement la thermohydraulique d'un RSF réside dans le coût de calcul, problématique générale de la mécanique des fluides, mais également dans l'absence de données physico-chimiques sur les sels d'intérêt. Ainsi, des approches simplifiées, à l'échelle système ou en CFD monophasique, sont préférées pour l'étude du comportement d'un RSF, et le plus souvent avec un couplage neutronique.

Codes couplant la neutronique et la thermohydraulique pour l'étude des RSF

Dans Mourgov et Bokov [66], un modèle de thermohydraulique en régime permanent a été utilisé directement dans le bilan de réactivité évoqué précédemment. A nouveau, la thèse de P. Bokov [82] donne plus d'informations : un bilan de puissance global et un modèle simplifié d'échangeur, sous la forme d'un coefficient d'échange multipliant l'écart de température avec une température froide (modèle de Newton). La formule analytique utilisée pour calculer la fraction de neutrons retardés disponible en cœur est basée sur une hypothèse 0D qui conduit à des écarts vis-à-vis d'approches plus précises (cf. Annexe A).

Pour le comportement transitoire, différents couplages ont été développés. Wu et al. [89] ont proposé une revue de quelques couplages, en donnant des exemples pour différents niveaux de modélisation neutronique (voir la revue de Wooten et Powers [83]) et de thermohydraulique, classés principalement selon la dimension spatiale considérée. Cette revue se concentre principalement sur les RSF à spectre thermique, avec modérateur graphite. Habtemariam et al. [90] ont comparé le couplage de la cinétique 3D en diffusion et de la cinétique point à des modèles thermohydrauliques 1D, 2D et 3D, sur le cas d'étude du MSFR. Sur ce RSF à spectre rapide, les résultats présentés par Habtemariam et al. indiquent que malgré des écarts, les

différents modèles semblent capturer des tendances similaires lors d'accidents d'insertion de réactivité, et de perte de débit combustible. La comparaison effectuée n'inclut pas les modèles multi-1D dans le cœur.

Les codes de thermohydraulique à l'échelle système (généralement 1D) possèdent pour la plupart, nous l'avons vu, des modèles de neutronique adaptés aux réacteurs à combustible solide. Le modèle quasi-statique du code SIMMER a été modifié pour les RSF en 2006 et appliqué au réacteur MOSART [85], comme mentionné précédemment. Les codes RELAP5 en 2016 [91] et CATHARE3 en 2024 [92], dotés de modèles de cinétique point, ont aussi été adaptés aux RSF, pour citer les exemples présentés dans la section sur les réacteurs à combustible solide. Les précurseurs de neutrons retardés et de chaleur résiduelle peuvent ainsi être transportés dans CATHARE3. Le code LiCore [59], développé pour les RSF avant 2015 sous le nom de Cinétique Point par Zone [84], calcule également la concentration de précurseurs dans l'ensemble du circuit combustible. Le modèle MOSAICS a été développé pour les réacteurs à sels fondus dans le cadre de la thèse de T. Le Meute [58], et s'appuie aussi sur le modèle de Cinétique Point par Zone pour la neutronique.

Les codes de CFD ont également été couplés à des modèles de neutronique pour des calculs en 2D et surtout 3D. En effet, les réacteurs à sels fondus à spectre neutronique rapide n'ont pas de structure en cœur, ce qui rend possible des recirculations dues à la turbulence. Le code de CFD open-source OpenFOAM est un choix courant car il permet d'intégrer directement un modèle défini par l'utilisateur : cinétique point [90], cinétique 3D basée sur la diffusion neutronique [86], [93], approche Transient Fission Matrix [94]. Le code open-source GeN-FOAM [95] basé sur OpenFOAM contient une collection de modèles neutroniques qu'il est possible de coupler au calcul CFD. Au CEA, une version du code CFD open-source TRUST a été développée pour inclure un modèle de cinétique 3D en diffusion : le code TRUST-NK [96]. Le code CFD open-source TrioCFD a aussi été couplé au code de neutronique propriétaire APOLLO3, ce qui permet d'utiliser plusieurs niveaux de modélisation neutronique, dont la cinétique 3D basée sur le transport [97], [98]. On relève également dans la littérature des couplages de la neutronique à des codes CFD propriétaires, comme Star-CCM (avec le modèle Transient Fission Matrix [99]), ou Ansys Fluent (avec un modèle de cinétique point [76]). Dans la plupart des modélisations le sel est incompressible et l'approche RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) est utilisée. La référence [56] propose l'usage de l'approche LES (Large Eddy Simulation), permettant de représenter plus finement les phénomènes de turbulence du sel au prix d'un calcul plus long : on observe toutefois des oscillations fortes sur le MSFR qui n'avaient pas été capturées en RANS, et qui ont conduit les auteurs à adapter le design du cœur.

Si l'utilisation de la CFD et de la cinétique 3D permettent de mieux capturer la physique de l'écoulement dans le cœur, le coût de calcul est plus élevé que pour les modèles de thermohydraulique à l'échelle système couplés à la cinétique point. Dans la thèse d'A. Laureau [84], les codes LiCore (thermohydraulique système et Cinétique Point par Zone) et TFM-OpenFOAM (thermohydraulique CFD RANS et cinétique Transient Fission Matrix) donnent des résultats proches, au prix d'une paramétrisation préalable du premier sur la base du second [56]. En-dehors du cœur, et pour le circuit intermédiaire et le SCE, il est naturel d'utiliser l'échelle système en thermohydraulique, pour son faible coût de calcul et sa précision raisonnable, dans ces circuits où le fluide est guidé par des conduites et des composants, et où l'écoulement peut être considéré 1D. Une stratégie intermédiaire, mise en place par Mochizuki

[76], consiste à coupler la CFD pour la résolution thermohydraulique dans le cœur, et l'échelle système pour les autres composants du réacteur.

En somme, la plupart des concepts de réacteur à sels fondus ont été développés et évalués d'un point de vue neutronique, avec un objectif de valoriser les particularités des RSF pour la gestion des matières nucléaires (cycles Th/U ou U/Pu, incinération d'actinides). Récemment, davantage de travaux ont porté sur la conception thermohydraulique des circuits combustible et intermédiaire, et du système de conversion d'énergie, ce qui est un pas de plus vers l'évaluation de la faisabilité des RSF. Des outils de modélisation ont été adaptés ou développés pour simuler le comportement dynamique d'un RSF au temps court. Ces modèles couplent la neutronique et la thermohydraulique et ont principalement permis de réaliser des études préliminaires de transitoires accidentels. Toutefois, les transitoires de fonctionnement normal ont été comparativement moins étudiés, et peu de travaux portent sur le pilotage des réacteurs à sels fondus. La section suivante présente les éléments relevés dans la littérature sur ce sujet.

1.3. Pilotage des réacteurs à sels fondus

Définitions

Nous avons vu que le fonctionnement normal, qui s'étend des états d'arrêt, à l'état du réacteur en production à puissance nominale, et qui inclut les transitoires entre ces états (démarrage, suivi de charge), constitue le premier niveau de la défense en profondeur. Nous avons vu que pour un REP le fonctionnement normal est subdivisé en « domaines d'exploitation », regroupant plusieurs états. Ces domaines et états sont notamment bornés par des valeurs de température et de pression de l'eau primaire. Pour les RSF, où ces notions n'ont pas fait l'objet d'une définition officielle, nous utiliserons l'expression « domaine de fonctionnement normal ». Le pilotage consiste alors à modifier les conditions opérationnelles du réacteur selon des consignes, sans sortir du domaine de fonctionnement normal. La définition du domaine de fonctionnement normal et des conditions opérationnelles sûres est à la base des stratégies de pilotage.

Travaux antérieurs

Pour le MSBR, l'ORNL a identifié quelques objectifs généraux du contrôle du réacteur [36] :

- Prévenir les écarts de puissance entre le cœur, les échangeurs et l'alternateur, afin d'éviter des déséquilibres de puissance sur un circuit qui conduiraient à un échauffement ou un refroidissement trop important
- Limiter les variations de température aux « points critiques », comme par exemple l'admission de la turbine du SCE
- Limiter les taux de variation temporels de température pour réduire les contraintes sur les matériaux
- Empêcher le phénomène de solidification des sels

Dans le cadre du projet européen SAMOSAFER, une réflexion préliminaire sur le fonctionnement normal et le pilotage a également été menée, appliquée au réacteur MSFR. Le livrable [100] propose de suivre une méthodologie qui s'articule en quatre points :

1. Définir les états du réacteur (par exemple les états d'arrêts ou de réacteur en production) en fonctionnement normal
2. Pour chaque état, définir des « grandeurs importantes » à contrôler
3. Pour chaque grandeur importante, définir les bornes inférieure et supérieure de variation, sur la base de phénomènes redoutés pour la sûreté
4. Pour chaque grandeur importante, définir des stratégies de protection

On trouve par conséquent dans le livrable [100] une liste d'états de fonctionnement normal du MSFR ainsi qu'une discussion sur les grandeurs importantes à contrôler (températures et puissance comme identifié par l'ORNL, mais aussi la composition chimique ou le niveau de sel dans le vase d'expansion). On trouve également dans [36] une discussion sur les états de fonctionnement du MSBR.

Toutefois, peu d'informations sont disponibles sur les marges à prendre vis-à-vis des phénomènes redoutés, comme par exemple le gel du sel combustible ou intermédiaire. Dans les concepts relevés dans la littérature, on observe généralement une marge comprise entre 50 °C et 100 °C pour la température froide du sel combustible à l'état de puissance nominale, vis-à-vis de la température de solidification estimée. L'information est plus rare pour d'autres états de fonctionnement normal, car la plupart des études accidentelles de la littérature se limitent à l'état de puissance nominale. De plus, le transitoire d'insertion de réactivité est le plus étudié, mais ne présente pas de risque vis-à-vis de la solidification du sel par exemple ; il faudrait élargir les études de sûreté à plus de transitoires, dont une liste a été établie dans la thèse de D. Gérardin [57]. Enfin, la plupart des transitoires ne portent que sur le circuit combustible du RSF étudié, et non pas sur son comportement global, en lien avec le système de conversion d'énergie.

Quelques travaux ont pour objet les états du réacteur à puissance partielle. Pour le MSBR, le rapport [101] de l'ORNL étudie les états de puissance partielle de 20 à 100 %Pn sur la base de calculs des régimes permanents. Une stratégie de pilotage a été retenue : la puissance du cœur est régulée avec la réactivité externe, et la température de vapeur est régulée par le débit de sel intermédiaire. Les actionneurs sont les mécanismes d'insertion et de retrait des grappes d'absorbants neutroniques, et les pompes du circuit intermédiaire. La stratégie choisie par l'ORNL a pour conséquence de diminuer la température des sels dans le MSBR lorsque la puissance décroît, ce qui réduit les marges au gel dans les deux circuits, et ce d'autant plus pour le sel intermédiaire (à 75 %Pn environ, la température est de 423 °C, ce qui représente une marge de 50 °C vis-à-vis du gel à 383 °C pour le sel considéré). Plus récemment, Luo et al. [102] ont également proposé une stratégie de pilotage du MSBR entre 20 %Pn et 100 %Pn, sur la base de calculs de régime permanent. La stratégie proposée repose sur les mêmes actionneurs : barres de contrôle et pompes de sel intermédiaire. Toutefois, la température froide du NaBF₄-NaF, le sel intermédiaire du MSBR, a été choisie très proche de la température de gel à 20% Pn (à quelques degrés près par lecture graphique, la valeur exacte n'étant pas reportée dans [102]), ce qui interroge sur la viabilité de la stratégie de pilotage proposée.

Les travaux de l'ORNL [101] et de Luo et al. [102] sur le MSBR montrent toutefois des comportements similaires du réacteur en transitoire de variation de puissance, et les régulations mises en place dans les deux cas permettent de respecter les consignes de pilotage. L'approche

par les états d'équilibre est un élément intéressant qui sera conservé dans la présente thèse. De plus, dans les deux cas, le MSBR est modélisé du cœur au générateur de vapeur. Récemment, on relève plusieurs études de contrôle de la puissance par des barres de contrôle sur le MSBR, initiées par Zarei [103], mais ces travaux se limitent davantage au circuit combustible, et l'innovation proposée réside surtout dans les techniques de régulation ou concernant les algorithmes d'optimisation des paramètres des correcteurs PID. La discussion sur le domaine de fonctionnement est absente. On trouve quelques références correspondant à ces travaux dans la revue de Dong et al. [104] et l'état de l'art de l'article de Luo et al. [102].

Tripodo et al. [105] ont étudié des stratégies de pilotage en suivi de charge du MSFR, équipé d'un SCE à l'hélium en cycle de Brayton. Différentes stratégies de pilotage basées sur des régulations ont été étudiées. Globalement, les commandes considérées sont le débit de sel combustible, le débit de sel intermédiaire, et le débit d'hélium, et les objectifs sont de maintenir constantes les températures chaudes du sel combustible et du sel intermédiaire. Des transitoires de variation de puissance de 20 % Pn/min sont simulés. La possibilité d'ajouter un système de contrôle de réactivité dans la stratégie de pilotage est seulement brièvement étudiée [105]. Ce choix est en cohérence avec la considération du MSFR de ne pas utiliser de système de contrôle de la réactivité [68], et également avec une stratégie de pilotage préliminaire proposée par Merle et al. [106] basée sur l'étude des régimes permanents. Toutefois, le comportement naturel du réacteur (sans action sur les pompes ni contrôle de la réactivité) est également affiché pour le suivi de charge [59]. Merle et al. [106] ont également étudié le démarrage du MSFR, qui est également important pour analyser la faisabilité d'un RSF. Des transitoires accidentels se produisant durant le démarrage ont été simulés dans [107] afin d'évaluer la procédure de pilotage proposée. Cette dernière étude constitue un exemple d'analyse de sûreté d'un RSF en-dehors du point de fonctionnement nominal.

Enfin, Ablay [108] a étudié le pilotage du RSF à spectre neutronique rapide MOSART, en ajoutant un cycle de Brayton à l'hélium pour le SCE, à l'aide d'un modèle dynamique simplifié. Un système de contrôle de la réactivité est utilisé pour réguler la température du sel combustible en sortie de cœur, ainsi qu'un actionneur directement sur la vitesse du compresseur d'hélium, pour réguler la fréquence. Des correcteurs PI (PID sans le terme correctif proportionnel à la dérivée de l'erreur) ont été utilisés. Il s'agit de la première étude du pilotage d'un RSF du cœur à l'alternateur, bien que les régulations mises en place soient seulement préliminaires. Un modèle plus précis de SCE au gaz et des études plus approfondies sur son pilotage sont disponibles notamment dans la thèse d'A. Grange [21], en l'occurrence un cycle de Brayton au diazote pour le RNR-Na ASTRID. Ce travail sur un RNR-Na pourrait enrichir les études de pilotage d'un RSF au-delà du circuit combustible et du circuit intermédiaire, dont seuls les exemples cités précédemment ont été relevés dans la littérature.

1.4. Bilan de l'état de l'art

Cet état de l'art sur le pilotage des réacteurs à sels fondus a été présenté progressivement. D'abord, des éléments généraux sur les réacteurs nucléaires ont été introduits, en présentant des concepts connus (REP, RNR-Na) ainsi que des notions de physique des réacteurs et de modélisation, de conception et de sûreté, et enfin de pilotage. L'importance du pilotage pour la

Chapitre 1

sûreté, et les principaux éléments constitutifs du pilotage d'un réacteur nucléaire ont ainsi pu être établis.

Ensuite, les réacteurs à sels fondus ont été définis et présentés, selon la même logique que dans la partie précédente. Les spécificités de conception et de physique des RSF ont été présentées, et illustrées par les travaux d'adaptation de modélisation et par différents designs de réacteurs. Les RSF à sel combustible chlorure ont fait l'objet d'une recherche bibliographique plus détaillée. Des éléments sur le pilotage des réacteurs à sels fondus ont été relevés dans la littérature, mais globalement cette thématique a été peu étudiée. Les résultats analysés ne permettent pas de dégager une approche structurée de la question du pilotage. Par ailleurs, aucune étude de pilotage n'a été trouvée sur un RSF à sel combustible chlorure.

De ces constats, nous concluons qu'il est important d'étudier le pilotage des réacteurs à sels fondus, particulièrement à sel combustible chlorure, afin d'évaluer de façon plus approfondie la sûreté et la faisabilité du concept. C'est l'objet des travaux de recherche de cette thèse, dont la problématique, l'approche et l'organisation sont données au chapitre suivant.

A retenir du chapitre

- Des éléments de contexte technique autour des réacteurs nucléaires, en général, sont présentés. Les concepts de REP et RNR-Na ont été décrits pour illustration, notamment sur la thématique du pilotage.
- L'état de l'art de la recherche sur les réacteurs à sels fondus est exposé, pour les thématiques suivantes : conception, modélisation du comportement dynamique, pilotage.
 - Un foisonnement de concepts a été relevé. L'attention de cette thèse est plutôt portée sur les RSF à spectre neutronique rapide et à sel chlorure : ce type de réacteur a fait l'objet d'un développement plutôt récent, avec plusieurs projets à des stades préliminaires de conception dans le monde. Les études de dimensionnement portent majoritairement sur la neutronique et l'intérêt du réacteur pour le cycle du combustible, mais on trouve également des études de conception thermohydraulique et d'architecture, qui sont un pas de plus vers l'évaluation de la faisabilité des RSF à sel chlorure.
 - De nombreux approches et codes ont été développés pour modéliser le comportement transitoire d'un RSF. Bien que pour la plupart appliqués uniquement à des concepts à sel fluorure, ils sont a priori applicables à des RSF à sel chlorure, qui partagent les mêmes besoins d'adaptation : circulation des précurseurs de neutrons retardés (objet principal de l'attention des modèles couplés), de chaleur résiduelle.
- En revanche, les études de pilotage sont en comparaison peu nombreuses. Les travaux récents, postérieurs au développement du programme RSF de l'ORNL, ne traitent pas en profondeur la question du pilotage et son lien avec les objectifs de sûreté et de fonctionnement. Dans cette thèse, le pilotage est retenu comme un élément essentiel à la sûreté d'un réacteur, et on cherchera, dans la suite, à l'inclure dès les étapes préliminaires de conception d'un RSF.

Chapitre 2. Problématique et méthodologie

Ce chapitre présente et détaille l'approche développée et appliquée, lors de ces travaux de thèse, sur la pré-conception d'un réacteur à sels fondus intégrant le pilotage. Les éléments de l'état de l'art du chapitre précédent ayant conduit au positionnement du sujet de thèse sont tout d'abord brièvement rappelés. Ensuite, la méthodologie générale proposée est explicitée en détail. Enfin, l'organisation du manuscrit est indiquée, en mettant en correspondance les chapitres suivants avec les étapes successives de la méthodologie.

Table des matières

2.1. Problématique de la thèse	50
2.2. Méthodologie de pré-dimensionnement d'un RSF avec définition d'une stratégie de pilotage	51
2.2.1. Présentation générale de la méthodologie.....	51
2.2.2. Sous-Méthodologie SM1 : Pré-dimensionnement d'un réacteur à sels fondus	53
2.2.3. Sous-Méthodologie SM2 : Définition et évaluation de la stratégie de pilotage	55
2.2.4. Sous-Méthodologie SM3 : Pré-dimensionnement des actionneurs	57
2.2.5. Discussion	57
2.3. Organisation du manuscrit	59

2.1. Problématique de la thèse

L'état de l'art du chapitre précédent a introduit des éléments généraux sur le nucléaire et la recherche dans ce domaine, avant de présenter les réacteurs à sels fondus (RSF). Les spécificités des RSF par rapport aux réacteurs à combustible solide (REP et RNR-Na notamment) ont été introduites. Il a été montré que des approches spécifiques sont nécessaires pour étudier les réacteurs à sels fondus.

En particulier, la conception des réacteurs à sels fondus est basée sur des matériaux le plus souvent jamais mis en œuvre dans un réacteur nucléaire, en premier lieu les sels chlorures. Les données nucléaires et les propriétés physiques des matériaux pertinents pour les RSF ont fait l'objet de peu de mesures, tandis que les modèles permettant de les estimer comportent des biais.

La dynamique des réacteurs à sels fondus présente également des spécificités, listées au chapitre précédent. Outre le besoin de développer ou d'adapter des modèles physiques pour l'étude de transitoires, les approches de sûreté doivent également être adaptées. En premier lieu, le fonctionnement normal et les stratégies de pilotage des RSF doivent être définis afin de garantir des conditions opérationnelles sûres, et avancer dans l'étude de leur faisabilité.

La revue de littérature effectuée au chapitre précédent a mis en évidence une grande diversité de concepts de réacteurs à sels fondus, mettant en œuvre plusieurs options de conception. Leur fonctionnement général, de la neutronique jusqu'au cycle de conversion d'énergie, est encore un sujet ouvert. Diverses options concernant le pilotage ont été relevées dans la littérature, dont les exemples suivants : utilisation d'absorbants neutroniques, bullage d'hélium, rechargement en ligne ou par lots, convection naturelle ou forcée dans le circuit combustible, lignes de by-pass dans le circuit intermédiaire.

Néanmoins, ces options sont typiquement proposées sans justification approfondie par rapport aux conditions opérationnelles du réacteur et aux marges associées. Quelques exemples où les choix de stratégie de pilotages sont étayés ont été relevés, comme la proposition d'une stratégie de pilotage pour le MSBR dans l'état du réacteur en production [101] ou encore une définition du fonctionnement normal du MSFR [100]. Toutefois, le choix des options de conception et de pilotage d'un réacteur à sels fondus bénéficierait d'une approche rigoureuse basée sur un cadre méthodologique, afin d'obtenir un design sûr et performant. Cette proposition est d'autant plus pertinente pour les RSF à sel chlorure à spectre neutronique rapide, moins étudiés et plus éloignés du retour d'expérience opérationnel de l'ORNL.

La présente thèse s'appuie sur le postulat que le pilotage est un élément essentiel à la sûreté d'un réacteur, et pose la problématique suivante : **comment piloter un réacteur à sels fondus, avec quels moyens et quels objectifs, tout en intégrant ses contraintes et incertitudes de dimensionnement ?**

On propose alors une approche méthodologique pour intégrer le pilotage dès la phase de conception. La méthodologie développée allie pré-dimensionnement d'un réacteur à sels fondus et stratégie de pilotage, et fournit un cadre pour évaluer l'impact des choix de conception sur le comportement dynamique du réacteur et son fonctionnement normal.

2.2. Méthodologie de pré-dimensionnement d'un RSF avec définition d'une stratégie de pilotage

2.2.1. Présentation générale de la méthodologie

La méthodologie proposée dans cette thèse permet de pré-dimensionner un réacteur à sels fondus dont la stratégie de pilotage satisfait des conditions opérationnelles sûres en fonctionnement normal et pardonnantes pour le comportement accidentel (marges suffisantes aux critères de découplage, cf. paragraphe 1.1.4). Le résultat de cette méthodologie conduit donc à une esquisse de RSF incluant les moyens de contrôle et de protection (barres de contrôle de la réactivité, système EPuR...) en cohérence avec une stratégie de pilotage. Pour cela, un cahier des charges du réacteur et des éléments préliminaires concernant le pilotage doivent être définis en amont. La méthodologie peut permettre d'améliorer ces prérequis au cours de son déroulement. Un schéma de la méthodologie est proposé en Figure 2.1.

Sur la Figure 2.1, les blocs grisés représentent des données ; elles peuvent être soit requises en amont de la méthodologie (blocs de gauche), soit des résultats (esquisse du réacteur et stratégie de pilotage). Les blocs de couleur différente, aux coins arrondis, représentent des processus, permettant de générer de nouvelles données. Ces processus recouvrent également des méthodologies, mais dans le but de les distinguer de la méthodologie globale de la Figure 2.1, ils seront désignés par l'acronyme SM, pour « sous-méthodologie », suivi d'un numéro. La méthodologie globale présente une succession de trois processus, SM1, SM2 et SM3, mais des retours à la conception sont identifiés après chaque étape, afin de permettre d'itérer sur les données d'entrées pour améliorer un résultat intermédiaire. Les lignes suivantes visent à expliciter les *données d'entrées* ainsi que les *résultats*, intermédiaires et finaux.

Méthodologie de pré-conception d'un RSF avec prise en compte du pilotage

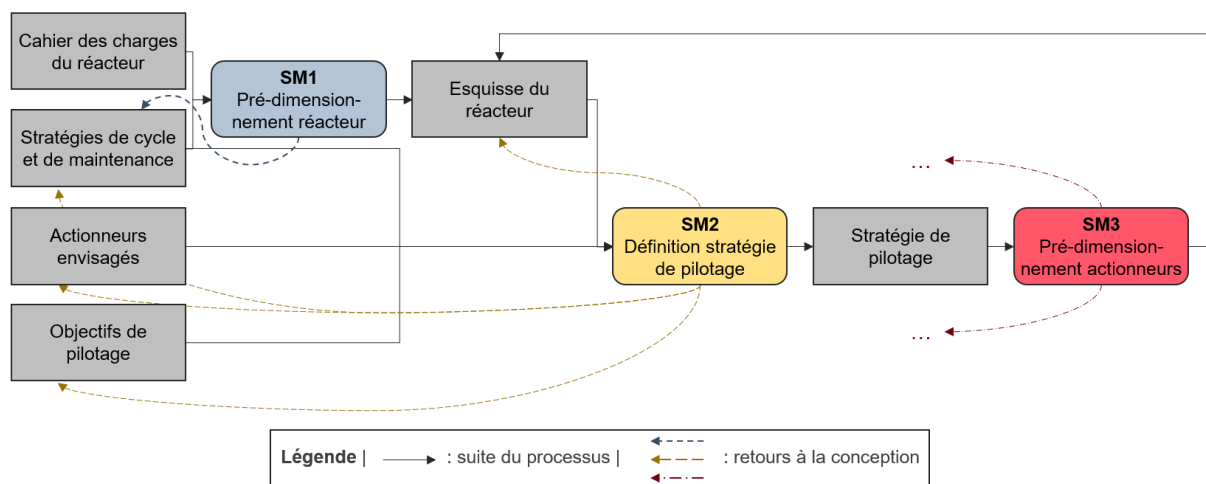


Figure 2.1 : Schéma de la méthodologie de pré-conception d'un réacteur à sels fondus avec définition d'une stratégie de pilotage

Le **cahier des charges du réacteur** contient les objectifs généraux de conception concernant le réacteur à sels fondus. Les exigences du cahier des charges peuvent être par exemple : la puissance thermique de la chaudière, la puissance volumique dans le sel, les éléments chimiques de base du sel, la température de sortie du cœur, un fonctionnement nominal en convection

naturelle dans le circuit combustible, un taux de régénération du combustible, ou des performances de consommation d'actinides mineurs. Des orientations de conception sont également présentes dans le cahier des charges : utilisation de certains éléments chimiques dans le sel, de certains matériaux de structure ou d'une technologie d'échangeur particulière, par exemple. Ce cahier des charges contraint le dimensionnement du réacteur en réduisant ses degrés de liberté.

Les **stratégies de cycle et de maintenance** ont un impact sur le pilotage au temps long du réacteur ainsi que sur le dimensionnement de la chaudière et de l'unité de traitement chimique. En effet, la stratégie de cycle, ou *stratégie de gestion des matières nucléaires*, permet d'élaborer un schéma de traitement du combustible et d'évacuation des produits de fission, qui peut être défini par son mode opératoire (retraitement en continu, ou par lots), par sa fréquence (la période entre deux lots), par la quantité de sel mobilisée ou encore l'effet en réactivité. Ces choix auront un impact sur le dimensionnement des systèmes permettant de traiter le sel, de stocker les produits de fission gazeux, ou permettant de compenser la perte de réactivité dans le cas d'un RSF brûleur. De même, la *stratégie de maintenance* impose des durées de vie sur des composants du réacteur, qui ont un impact sur leur dimensionnement mécanique, ainsi que sur les protections neutroniques (dégâts d'irradiation). Ces éléments ne seront pas plus développés dans cette thèse, qui porte en priorité sur le pilotage au temps court.

Certains **objectifs de pilotage** orientent le fonctionnement normal du réacteur, comme par exemple le maintien d'une température dans le RSF à une valeur constante pour différentes valeurs de puissance. En complément, une liste **de commandes et d'actionneurs envisagés** (cf. paragraphe 1.1.5 du chapitre précédent) peut apporter des contraintes au pilotage, par exemple en optant de ne pas inclure de système de contrôle de la réactivité dans le réacteur. Ces exemples concernant le pilotage ont été relevés dans la littérature, comme vu dans le chapitre précédent au paragraphe 1.3.

La méthodologie SM1 vise à pré-concevoir un RSF à partir du cahier des charges et de la stratégie de maintenance et de retraitement des matières. Une première **esquisse du réacteur** est obtenue, du cœur au système de conversion d'énergie (SCE). Le paragraphe 2.2.2 détaillera la méthodologie SM1 et comment ces prérequis sont utilisés. Ensuite, l'esquisse, les objectifs généraux de pilotage et les considérations sur les moyens de contrôle du réacteur servent de base à la méthodologie SM2 dont le but est de définir une **stratégie de pilotage**, qui constitue un deuxième résultat intermédiaire. La notion de stratégie de pilotage a été définie précédemment (paragraphe 1.1.5), tandis que le processus SM2 est décrit au paragraphe 2.2.3. Enfin, la sous-méthodologie SM3 permettra de compléter l'esquisse du réacteur, en apportant le pré-dimensionnement des *actionneurs*, qui sont les moyens de contrôler le réacteur conformément à la stratégie de pilotage. Cette dernière étape, SM3, a été identifiée comme importante, mais n'a pas été développée dans la présente thèse – ce qui est illustré sur la Figure 2.1 par des flèches incomplètes. C'est une des perspectives des présents travaux, faisant un lien additionnel entre pilotage et conception. Seule une courte discussion est fournie au paragraphe 2.2.4, avant de proposer un retour critique sur la méthodologie globale et son application dans la section 2.2.5.

2.2.2. Sous-Méthodologie SM1 : Pré-dimensionnement d'un réacteur à sels fondus

La sous-méthodologie SM1, intégrée dans la méthodologie globale de ces travaux de thèse, permet de produire une première esquisse de réacteur à sels fondus, selon la Figure 2.2.

La première étape de la méthodologie SM1 est celle de la pré-conception neutronique, avec les matériaux et les performances fournies par le cahier des charges. L'objectif à ce stade est de concevoir un cœur critique, c'est-à-dire capable de maintenir la réaction en chaîne de fission pendant un certain temps. La criticité dépend de la composition chimique du sel et des matériaux de structure du cœur, de la forme et des dimensions de la zone critique et du réflecteur/modérateur (désignés dans l'ensemble comme la géométrie), ainsi que de la température. De plus, la composition chimique du sel a un impact sur ses températures de solidification et d'ébullition. La température de fonctionnement choisie doit présenter suffisamment de marge vis-à-vis de ces températures, pour garantir l'état liquide du sel. Une démarche itérative entre la composition du sel et les limites de son domaine d'état liquide est donc nécessaire. Les protections neutroniques doivent aussi être dimensionnées pour limiter l'irradiation des composants et des structures, en cohérence avec la durée de vie des équipements prévue par la stratégie de maintenance.

Lors de la deuxième étape, l'évolution isotopique du sel est calculée selon la stratégie de cycle (traitement continu du sel combustible ou par lots selon une fréquence donnée). Pour cela, les modèles d'évolution isotopique adaptés aux RSF nécessitent généralement de connaître le volume de sel combustible hors cœur, V_{HZC} . A ce stade, une hypothèse est prise, et le calcul d'évolution permet de connaître la composition du sel en fin de vie, qui pourrait selon le concept dévier significativement par rapport au début de vie du réacteur. Le changement de composition et la présence de différentes phases, formées par les actinides et les produits de fission, pourraient modifier les propriétés thermophysiques du sel combustible, ainsi que les températures de solidification (ou de précipitation d'une phase) et d'ébullition (ou de vaporisation d'une phase), ce qui conduirait à sélectionner un point de fonctionnement nominal différent en fin de vie.

Aucun modèle permettant de prédire cette modification du point de fonctionnement du réacteur au cours de sa vie n'a été relevé dans la littérature. Aussi cette deuxième étape, dont le bloc est encadré par des tirets sur la Figure 2.2, concerne principalement l'évaluation de la gestion des matières : performances de surgénération ou de transmutation, selon le type de réacteur à sels fondus étudié. La troisième étape, le pré-dimensionnement thermohydraulique du circuit combustible, peut donc être réalisée en ne considérant que les propriétés du sel combustible en début de vie, mieux connues. Une esquisse est ensuite obtenue, comportant le cœur, les échangeurs de chaleur intermédiaires IHX, éventuellement les pompes du circuit combustible ainsi que ses conduites. La valeur de V_{HZC} est alors connue et des itérations peuvent être réalisées entre les étapes 2 et 3, avant de passer à la suite de la méthodologie SM1.

L'esquisse du réacteur est complétée par les deux dernières étapes de la Figure 2.2, le pré-dimensionnement du circuit intermédiaire, avec les mêmes outils que précédemment, et le pré-dimensionnement du système de conversion d'énergie (SCE). En général, cette dernière étape fait appel à des outils dédiés. L'esquisse du réacteur à sels fondus couvre donc le circuit combustible, le circuit intermédiaire et le SCE, dimensionnés pour le point de fonctionnement

nominal (ou les points de fonctionnement nominaux, si ceux-ci évoluent en fonction de l'avancement du cycle).

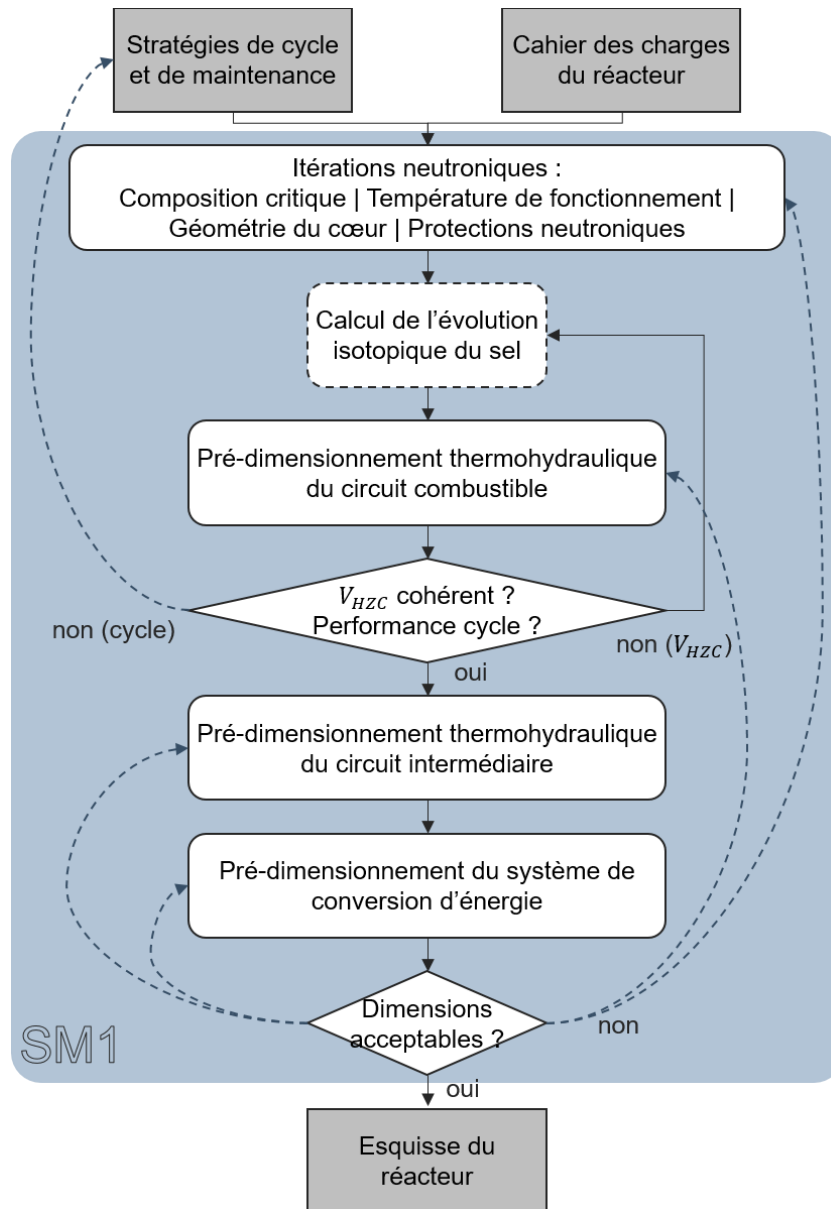


Figure 2.2 : Schéma de la sous-méthodologie SM1 de pré-dimensionnement d'un RSF

A l'issue de la description de la méthodologie SM1, notons que celle-ci est basée sur des données d'entrée comportant des incertitudes. D'une part, les données nucléaires, et d'autre part, les propriétés thermophysiques. Les modèles évoqués dans l'état de l'art, qui permettent de prédire les propriétés d'un mélange de sel en fonction la composition chimique, introduisent également des biais. De surcroît, le comportement chimique des matériaux (corrosion) est méconnu et pourrait amener à modifier des choix, et adapter le pré-dimensionnement. Les dimensions de la chaudière possèdent donc des incertitudes. Il serait intéressant de développer un outil d'application rapide de la méthodologie SM1, basé sur des modèles simplifiés, permettant d'évaluer la variabilité du comportement du réacteur résultant des incertitudes, ou de réaliser des études paramétriques ou des analyses de sensibilité. Le résultat de ces analyses

de sensibilité « informe » la décision de modifier l'esquisse du réacteur pour les retours à la conception, et priorise les données incertaines dont il est nécessaire d'améliorer la précision.

2.2.3. Sous-Méthodologie SM2 : Définition et évaluation de la stratégie de pilotage

La sous-méthodologie SM2 est l'étape suivante dans la méthodologie globale de ces travaux de thèse. Le résultat attendu de la SM2 est une stratégie de pilotage du réacteur à sels fondus étudié, comme schématisé par la Figure 2.3.

Les conditions opérationnelles visées doivent être définies lors de la première étape de la SM2, pour l'ensemble du fonctionnement normal du réacteur. Pour l'état du réacteur en production, nous avons vu dans l'état de l'art que l'ORNL a proposé différents niveaux de température dans les circuits en fonction de la puissance pour le MSBR, entre 20 et 100 %Pn [101]. Il faut également définir les conditions opérationnelles pour les états d'arrêt du réacteur, y compris si on envisage de transférer le sel combustible dans des réservoirs de stockage dédiés. Ces conditions opérationnelles participent de la *stratégie de pilotage* du RSF. Celle-ci résulte en outre d'une déclinaison détaillée d'objectifs de pilotage plus généraux, comme par exemple garantir une valeur minimale pour la marge à la solidification d'un sel en lien avec l'esquisse du réacteur et les stratégies de cycle et de maintenance. Nous avons évoqué l'évolution isotopique du sel, qui pourrait nécessiter d'adapter le point de fonctionnement nominal, ou encore d'opérer le réacteur à une puissance inférieure à 100 %Pn à un stade avancé du cycle, par exemple.

Les conditions opérationnelles du RSF étudié dépendent toutefois des valeurs de *commandes* (cf. paragraphe 1.1.5), par exemple le débit de sel combustible, ou la quantité de réactivité externe apportée dans le cœur. Une deuxième étape est alors nécessaire pour calculer les commandes permettant de stabiliser le réacteur aux conditions opérationnelles souhaitées, et donc de réaliser la stratégie de pilotage. Certains états pourraient conduire à employer un actionneur en-dehors de sa gamme de fonctionnement, par exemple au-delà d'une vitesse de rotation limite pour les pompes. Ces deux premières étapes doivent être itérées pour adosser le reste de la SM2 à des conditions opérationnelles faisables. Un retour à la conception peut également être nécessaire, soit directement sur l'esquisse, soit en étudiant l'ajout d'un actionneur, et donc d'une commande, supplémentaire. Les objectifs de pilotage et les stratégies de cycle et de maintenance peuvent également être révisés à ce stade.

La méthodologie SM2 prévoit ensuite d'évaluer la stratégie de pilotage définie, afin d'identifier des améliorations pour les performances et la sûreté du réacteur. L'évaluation consiste en deux étapes qui peuvent être effectuées en parallèle. La stratégie de pilotage est définie en amont en se basant sur les états de fonctionnement du RSF à l'équilibre. Il est donc nécessaire d'analyser de façon préliminaire la dynamique des transitoires de fonctionnement normal, comme par exemple le démarrage ou la variation de puissance du réacteur. De plus, les états d'équilibre du RSF, de l'arrêt jusqu'à la pleine puissance, sont nécessairement différents. Ils présentent des niveaux de températures variables et par là-même des marges variables, vis-à-vis des critères de découplage. La sûreté du réacteur étudié impose que la réponse dynamique aux accidents soit analysée à partir de chaque état de fonctionnement normal. Eventuellement, à l'issue de cette étape, les marges de sûreté du réacteur pourraient être augmentées pour certaines phases du fonctionnement normal. Notons qu'une autre option pourrait consister à maintenir la

stratégie de pilotage initiale et ses marges associées, et à développer une stratégie de prévention et de mitigation d'un ou de plusieurs accidents entraînant un surcroît de risque par rapport à d'autres, associés à des marges plus étendues. Néanmoins, un réacteur plus sûr à ce stade, sans action de protection et avec suffisamment de marges à ses critères de découplage, est un concept intéressant qui pourrait simplifier les phases suivantes de la conception.

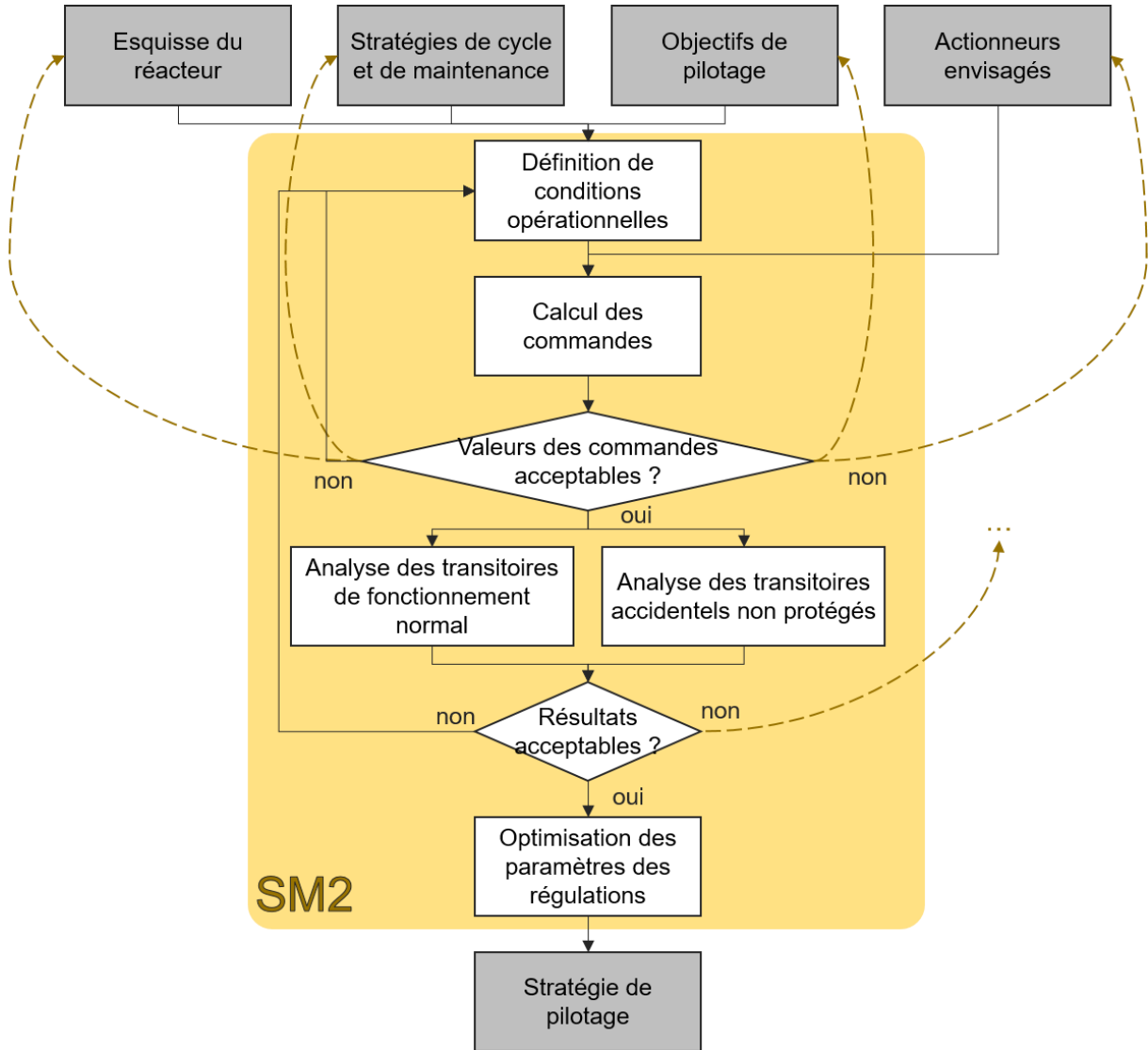


Figure 2.3 : Schéma de la sous-méthodologie SM2 de définition de la stratégie de pilotage d'un RSF

Ces deux étapes parallèles ont également permis, comme nous le verrons dans la suite, de comparer les résultats des outils simplifiés, sur lesquels sont basées la conception et la stratégie de pilotage, aux simulations de codes couplés neutronique-thermohydraulique à l'échelle système. Toutefois, des modélisations plus fines sont possibles, comme avec les codes de CFD évoqués dans l'état de l'art pour modéliser le cœur d'un RSF à spectre neutronique rapide. Néanmoins, à l'image de la SM1, la sous-méthodologie SM2 devrait être appliquée avec des outils économes en ressources de calcul, de façon à pouvoir propager les incertitudes et analyser la sensibilité des résultats obtenus aux paramètres incertains de conception.

Enfin, si à l'issue de cette évaluation la stratégie de pilotage est retenue, on peut chercher à améliorer les performances et la sûreté du réacteur lors de transitoires de fonctionnement normal. C'est l'objet de la dernière étape : la mise en place de régulations pour certains transitoires, et l'optimisation de la réponse du réacteur piloté par les paramètres des régulations. En prenant l'exemple d'un correcteur PID, celui-ci est caractérisé par trois paramètres principaux, les gains. Différentes méthodes existent pour estimer de premières valeurs pour ces gains, permettant à la variable régulée de suivre la consigne de façon rapide et/ou précise. Généralement, ces valeurs sont utilisées comme points de départ pour la minimisation mathématique d'un critère de qualité de suivi de consigne, qui est typiquement sous la forme d'une intégrale temporelle des écarts entre la réponse du réacteur, et la consigne. La thèse d'A. Grange [21], présentée dans l'état de l'art, détaille ce mode opératoire.

Le résultat de la sous-méthodologie SM2 est donc une stratégie de pilotage possédant des régulations optimales et fournissant des conditions opérationnelles sûres vis-à-vis d'accidents non-protégés. La stratégie de pilotage obtenue donne les commandes du réacteur, nécessaires pour dimensionner les actionneurs, ce qui fait l'objet de la sous-méthodologie SM3, dans la suite de la méthodologie globale de la Figure 2.1. La SM2 peut, en outre, donner des orientations pour la stratégie de protection et de mitigation des accidents.

2.2.4. Sous-Méthodologie SM3 : Pré-dimensionnement des actionneurs

Il a été précisé lors de la présentation de la méthodologie globale à la section 2.2.1 que la sous-méthodologie SM3 n'a pu être développée lors de ces travaux de thèse par manque de temps, et constitue donc une perspective pour la suite. La présente section a simplement pour objectif d'illustrer l'intérêt potentiel de ce dernier maillon de la méthodologie globale.

La stratégie de pilotage contient des informations sur les commandes nécessaires pour que le réacteur à sels fondus étudié se stabilise aux conditions de fonctionnement désirées. Par exemple, pour un hypothétique état du réacteur en production à 80 %Pn, la stratégie de pilotage fournit les valeurs de commande (débits de sel combustible, sel intermédiaire, fluide de travail du SCE), et certaines peuvent être différentes par rapport au point de fonctionnement nominal. Des pompes doivent donc fournir un débit variable avec une cinétique donnée, ou encore des vannes et des lignes de by-pass peuvent être envisagées : ce sont des actionneurs. Pour un état d'arrêt du réacteur, le système d'évacuation de la puissance résiduelle (EPuR) doit aussi être dimensionné. La conception des actionneurs, dont seulement quelques exemples ont été cités, complète l'esquisse du réacteur, et peut aussi conduire à modifier les pré-dimensionnements de la SM1, dans le cas où l'encombrement devient trop important à l'issue de la SM3.

2.2.5. Discussion

La méthodologie globale a été détaillée dans les paragraphes précédents. Dans ce dernier paragraphe, elle fait l'objet d'une discussion critique sur plusieurs aspects : potentiel, limites, améliorations possibles, perspectives d'application.

Bien que la méthodologie développée ne se substitue pas à une démarche approfondie de conception et d'étude du fonctionnement normal, son intérêt apparaît dans les phases préliminaires d'un projet de conception d'un réacteur à sels fondus. En effet, à un stade avancé de la conception d'un réacteur nucléaire, lorsque des problèmes sont relevés lors d'études de sûreté détaillées par exemple, il peut être difficile de modifier le design sans impacter

Chapitre 2

l'ensemble des études précédemment validées. La méthodologie de cette thèse doit donc être appliquée en phase de pré-conception. Par ailleurs, la méthodologie prévoit plusieurs retours à la conception à l'issue de certaines étapes.

L'enjeu est donc d'appliquer cette approche en utilisant des outils simplifiés, rapides d'exécution, avec un nombre de paramètres réduit pour fluidifier la mise en données, et bien sûr représentatifs des principaux phénomènes physiques étudiés. Le respect de ces contraintes permet d'explorer en un temps limité différents concepts de réacteurs à sels fondus, de mieux comprendre le comportement dynamique de ces réacteurs, et ouvre la voie à l'optimisation multi-objectif d'un design. A ce titre, ces travaux s'inscrivent dans une dynamique de recherche menée au CEA visant à améliorer la conception des réacteurs de 4^{ème} génération tels que les RNR-Na [23], [25].

Néanmoins les modèles adaptés aux réacteurs à sels fondus, sur lesquels est basée la méthodologie, mériteraient d'être davantage validés. Ce problème est principalement dû au manque de données expérimentales sur ce type de réacteur, après l'arrêt du MSRE à la fin des années 60 [34]. En l'absence de cas de validation, il est nécessaire d'analyser la sensibilité des résultats obtenus aux paramètres incertains, ce qui peut également servir à prioriser des expériences de physique pour améliorer la compréhension d'un phénomène en particulier. En outre, l'apport de l'application de la méthodologie à la conception pose question. Pour apporter des éléments de réponse, on peut chercher à comparer la méthodologie de la thèse à l'approche globale suivie par les ingénieurs de l'ORNL, qui a permis d'aboutir au design du MSBR [36]. La méthodologie de la thèse doit en outre être appliquée à un cas concret pour évaluer ses apports et limites.

Ainsi, l'application à la pré-conception du réacteur à sels fondus ARAMIS-P [45] sera effectuée dans la suite du manuscrit. Ce réacteur utilise en effet un sel combustible chlorure, et possède un cahier des charges et une esquisse à ce stade, mais son fonctionnement normal et accidentel est en début d'étude. En particulier, la sous-méthodologie SM2 sera suivie pour obtenir une stratégie de pilotage du réacteur. Dans le temps imparti à la thèse, il a été décidé de réduire le périmètre d'application de la stratégie de pilotage à l'état du réacteur en production, c'est-à-dire le pilotage au temps court. Le pilotage au temps long, conformément aux stratégies de cycle et de maintenance du réacteur, restera donc à étudier en perspective de ces travaux de thèse, tout comme le développement et l'application de la sous-méthodologie SM3. La section 2.3 présente l'organisation du manuscrit, donnant plus de détails sur la logique des études réalisées dans le cadre de l'application de la méthodologie au réacteur ARAMIS-P.

2.3. Organisation du manuscrit

Une fois la méthodologie globale explicitée, la structure du manuscrit de thèse peut être présentée plus en détail. Le document s'organise de la façon suivante :

Le **Chapitre 1** a introduit des éléments généraux sur le nucléaire actuel (REP) et futur (RNR-Na), puis a présenté les réacteurs à sels fondus (RSF) en se focalisant sur leurs spécificités. L'état de l'art sur le pilotage des RSF a alors été effectué.

Le présent **Chapitre 2** a explicité la problématique et l'approche méthodologique mise au point durant ces travaux de thèse, sur la base de l'état de l'art du chapitre 1. Les sous-méthodologies SM1, SM2 et SM3 ont également été détaillées.

La suite du manuscrit a pour objectif de présenter les principaux résultats physiques obtenus, lors de l'application de la méthodologie proposée. Comme indiqué, la sous-méthodologie SM3 ne sera pas appliquée, et la stratégie de pilotage sera focalisée sur le pilotage au temps court du réacteur.

Tout d'abord, le **Chapitre 3** présente les outils, modèles physiques et méthodes statistiques au cœur de l'exercice d'application. En particulier, le code de pré-dimensionnement de réacteurs à sels fondus ATOS, le modèle simplifié au régime permanent R2P2, et le modèle couplé neutronique-thermohydraulique MOSAICS sont présentés. Dans le cadre de la thèse, ces trois outils ont fait l'objet de travaux d'amélioration et d'ajouts de nouveaux modèles.

Ensuite, les premiers résultats sont présentés au **Chapitre 4**. Il s'agit de l'application de la sous-méthodologie SM1 à un RSF à spectre neutronique rapide et à sel chlorure : le réacteur ARAMIS-P. Les options de conception définies en amont, ainsi que les résultats de pré-dimensionnement obtenus dans cette thèse, sont présentés.

Le **Chapitre 5** propose une stratégie de pilotage d'ARAMIS-P définie selon les premières étapes de la sous-méthodologie SM2. Le calcul des états d'équilibre du réacteur avec le modèle R2P2 est présenté. Ensuite, la SM2 est poursuivie et des transitoires de fonctionnement normaux sont simulés avec MOSAICS. Enfin, une illustration du pilotage d'ARAMIS-P avec des régulations est présentée.

Le **Chapitre 6** présente la réponse du réacteur ARAMIS-P à différents transitoires accidentels non-protégés, ce qui constitue des résultats intéressants pour la sûreté. Puis, conformément à la SM2, les marges de sûreté du réacteur sont évaluées lors de deux transitoires accidentels, par des analyses de sensibilité globales.

Enfin, le **Chapitre 7** dresse les principales conclusions des présents travaux, et fournit des perspectives de recherche à la suite de la thèse.

A retenir du chapitre

- Une méthodologie de pré-conception d'un réacteur à sels fondus intégrant le pilotage, développée dans cette thèse, est présentée en détail.
- Une discussion critique de cette méthodologie est fournie. La nécessité de l'appliquer à un concept de réacteur à sels fondus est identifiée.
- L'organisation du manuscrit est présentée. Les chapitres suivants fournissent les méthodes et résultats de l'application de la méthodologie.

Chapitre 3. Modèles et outils de calcul

La méthodologie globale et les sous-méthodologies présentées au chapitre précédent reposent sur des outils et modèles permettant de réaliser rapidement des calculs de pré-dimensionnement, de transitoire et d'analyse de sensibilité globale. Ils sont l'objet de ce chapitre. En particulier pour les outils R2P2 et MOSAICS, ce chapitre sert de référence pour comprendre les hypothèses de modélisation et les résultats des chapitres suivants.

Tables des matières

3.1. Outils de conception thermohydraulique	62
3.1.1. Code ATOS.....	62
3.1.2. Outil CYCLOP.....	66
3.2. Modèle R2P2	67
3.3. Code MOSAICS	70
3.3.1. Introduction.....	70
3.3.2. Approche générale de modélisation.....	70
3.3.3. Thermohydraulique.....	72
3.3.4. Thermique des échangeurs.....	77
3.3.5. Neutronique.....	79
3.3.6. Bilan, limites et perspectives	83
3.4. Méthodes et outils statistiques	85

3.1. Outils de conception thermohydraulique

Les outils de conception thermohydraulique présentés dans cette partie permettent de réaliser les étapes de pré-dimensionnement de la sous-méthodologie SM1 définie au Chapitre 2, paragraphe 2.2.2. A ce titre, ils seront utilisés lors des études du Chapitre 4. Le code ATOS décrit au paragraphe 3.1.1 permet de pré-dimensionner des composants thermohydrauliques de la chaudière nucléaire, tandis que l'outil CYCLOP présenté au paragraphe 3.1.2 sert à concevoir et optimiser des cycles de conversion d'énergie.

3.1.1. Code ATOS

Le code ATOS [109] (pour l'anglais Advanced Tools for the Optimization of Systems) est un outil d'aide au pré-dimensionnement de composants et à l'évaluation de points de fonctionnement, principalement pour les RSF. Il permet de regrouper et de calculer rapidement les propriétés physiques de fluides, des grandeurs estimées par des corrélations, et des dimensions de composants thermohydrauliques. Des algorithmes sont implémentés, intégrant tous ces éléments pour produire des designs de composants selon différents objectifs de performance.

Il s'agit d'un code écrit en langage python, suivant la logique de la Programmation Orientée Objet. Des classes pour les matériaux contiennent des données sur les propriétés thermophysiques, ainsi que des méthodes pour estimer les lois de propriétés d'un mélange de fluides dont les lois sont unitairement connues. Pour les RSF, la référence [51] propose des méthodes qui ont été implémentées dans ATOS afin d'estimer les propriétés des sels chlorures d'intérêt. Un autre module regroupe des classes de modèles physiques, tels que des corrélations pour le nombre de Nusselt ou le facteur de frottement. Ces deux modules sont aussi utilisés par des méthodes de pré-dimensionnement, qui sont regroupées dans un module de composants, pour les échangeurs de chaleur ou les pompes rotodynamiques.

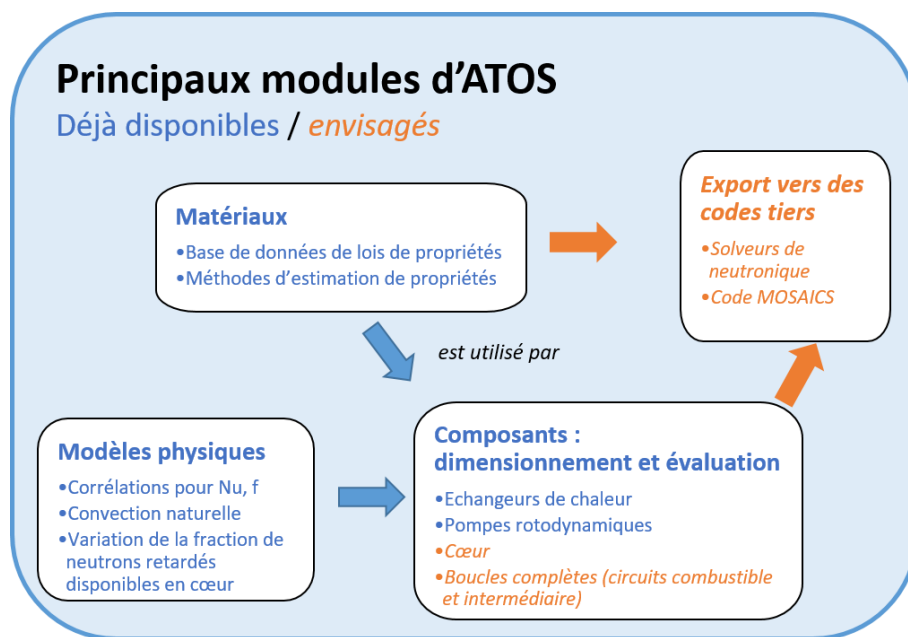


Figure 3.1 : Schéma du code ATOS

En particulier, le module des échangeurs de chaleur permet de pré-dimensionner ces composants pour différentes technologies (tubes en U ou droits et calandre, échangeurs à plaques). Un 'objet' échangeur d'ATOS peut être défini par sa géométrie et/ou issu d'une méthode de pré-dimensionnement – que nous allons détailler ci-dessous. A l'objet ATOS de l'échangeur, on peut ensuite appliquer une méthode d'évaluation des performances, en renseignant les conditions d'écoulement des fluides en entrée, ce qui permet d'étudier plusieurs points de fonctionnement en-dehors du régime nominal. Le modèle R2P2 introduit au paragraphe 3.2 est justement basé sur cette fonctionnalité d'ATOS. La Figure 3.1 représente schématiquement les relations entre les principaux modules du code.

Méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques lisses avec ATOS

Le schéma de la Figure 3.2 est tout d'abord proposé pour illustrer la géométrie d'un tel échangeur ; les fluides circulent verticalement à contre-courant.

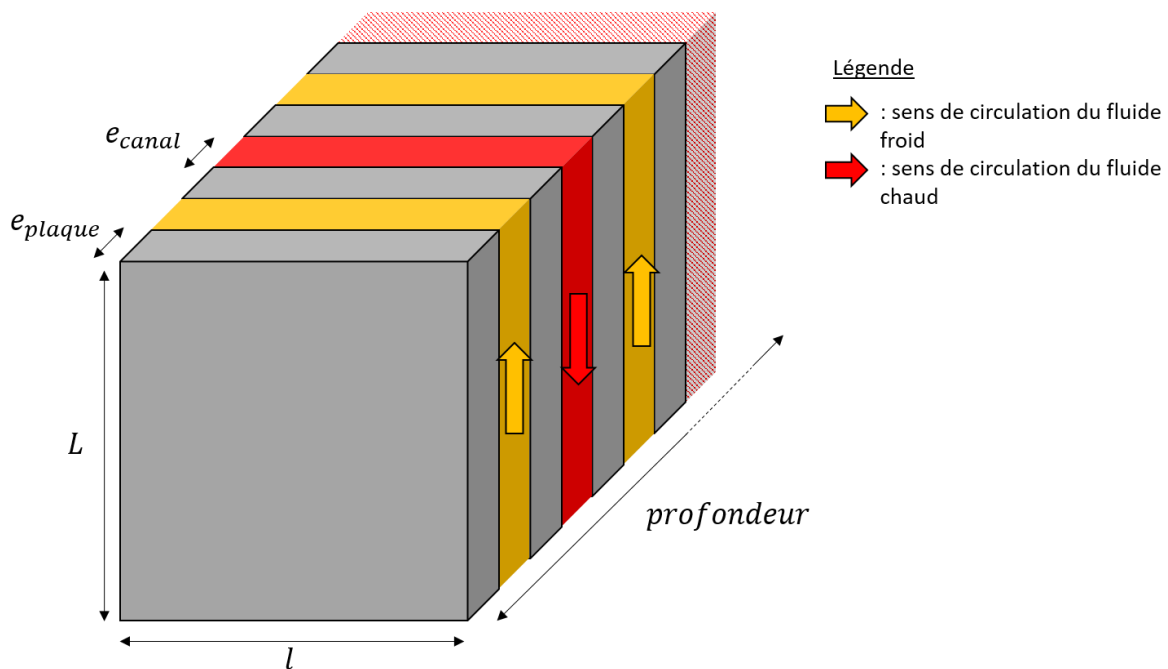


Figure 3.2 : Schéma d'un échangeur à plaques où les fluides chaud et froid circulent à contre-courant

Les paramètres géométriques sont donnés par les équations (3.1) à (3.8). En particulier, les relations entre les nombres de canaux $N_{canaux}^{comb/int}$ séparés par des plaques de métal en nombre $N_{plaques}$ sont données par les équations (3.1) et (3.2) :

$$N_{canaux}^{int} = N_{canaux}^{comb} + 1 \quad (3.1)$$

$$N_{plaques} = 2N_{canaux}^{comb} + 2 \quad (3.2)$$

En combinant les épaisseurs des canaux e_{canal} et des plaques e_{plaque} , la profondeur (m) est donnée par :

$$profondeur = e_{canal} (2N_{canaux}^{comb} + 1) + e_{plaque} N_{plaques} \quad (3.3)$$

Chapitre 3

Au niveau d'un canal, le diamètre hydraulique D_h s'exprime avec e_{canal} et la largeur d'une plaque l (m) d'après :

$$D_h = 2e_{canal}/(1 + \frac{e_{canal}}{l}) \quad (3.4)$$

On peut également calculer la section de passage totale des fluides $\Sigma_{comb/int}$ (m², équation (3.5)) et en déduire grâce à l'équation (3.6) le périmètre frottant $\chi_{comb/int}$ (m) :

$$\Sigma_{comb/int} = N_{canaux}^{comb/int} e_{canal} l \quad (3.5)$$

$$\chi_{comb/int} = \frac{4\Sigma_{comb/int}}{D_h} \quad (3.6)$$

Enfin, les deux grandeurs obtenues, multipliées par la longueur d'écoulement L (m), donnent le volume de sel mobilisé $V_{comb/int}$ en m³ et la surface d'échange thermique S en m² :

$$V_{comb/int} = L\Sigma_{comb/int} \quad (3.7)$$

$$S = L\chi_{comb/int} \quad (3.8)$$

Les relations précédentes permettent de définir complètement la géométrie de l'échangeur à plaques lisses. Les paramètres peuvent être donnés par l'utilisateur d'ATOS afin de créer un *objet* échangeur de chaleur. S'ils ne sont pas tous fixés, le code contient des méthodes de pré-dimensionnement permettant de compléter le design du composant, à partir de performances thermohydrauliques visées.

Afin de simplifier les notations, nous nous plaçons directement dans le cadre des réacteurs à sels fondus, où nous cherchons à dimensionner un IHX, c'est-à-dire l'échangeur entre le sel combustible et le sel intermédiaire. On rappelle les notations introduites au Chapitre 1 : les indices $_{comb}$ et $_{int}$ désignent les sels combustible (fluide chaud cédant sa chaleur) et intermédiaire (fluide froid recevant la chaleur), tandis que les exposants BC et BF désignent les branches chaude et froide. Ainsi le fluide chaud de l'IHX entre à la température T_{comb}^{BC} , et le fluide froid à la température T_{int}^{BF} . Pour une illustration, on renvoie à la Figure 3.4 présentant le modèle R2P2 du réacteur (Section 3.2) qui illustre l'IHX et les quatre températures à ses bornes, et les sens de circulation des sels à contre-courant.

La méthode de pré-dimensionnement de l'IHX consiste alors à déterminer les paramètres de l'échangeur cités ci-dessus, à partir du point de fonctionnement visé : la puissance P et les températures de sel T_{comb}^{BC} , T_{comb}^{BF} , T_{int}^{BC} , T_{int}^{BF} , desquelles on peut déduire les débits $\dot{m}_{comb/int}$ d'après le bilan d'énergie (3.9).

$$P = \dot{m}_{comb/int} c_{p_{comb/int}} \Delta T_{comb/int} \quad (3.9)$$

Avec $c_{p_{comb/int}}$ la capacité thermique (J.kg⁻¹.°C⁻¹) et $\Delta T_{comb/int}$ (°C) l'écart entre les températures chaude et froide.

Les équations (3.10) et (3.11) permettent de relier les dimensions de l'IHX ($\Sigma_{comb/int}$, D_h) aux vitesses des sels $v_{comb/int}$, puis aux nombres de Reynolds $Re_{comb/int}$ grâce aux propriétés physiques, qui servent également à évaluer les nombres de Prandtl $Pr_{comb/int}$ (équation (3.12)).

$$\dot{m}_{comb/int} = \rho_{comb/int} v_{comb/int} \Sigma_{comb/int} \quad (3.10)$$

$$Re_{comb/int} = \frac{\rho_{comb/int} v_{comb/int} D_h}{\mu_{comb/int}} \quad (3.11)$$

$$Pr_{comb/int} = \frac{c_{p_{comb/int}} \mu_{comb/int}}{\lambda_{comb/int}} \quad (3.12)$$

Avec $\rho_{comb/int}$ (kg.m^{-3}) la densité, $\lambda_{comb/int}$ ($\text{W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$) la conductivité thermique et $\mu_{comb/int}$ (Pa.s) la viscosité.

À partir des nombres de Reynolds et de Prandtl, des corrélations cohérentes avec le régime d'écoulement de chaque fluide et choisies par l'utilisateur permettent de calculer les nombres de Nusselt $Nu_{comb/int}$. L'équation (3.13) permet alors de calculer les coefficients d'échange de chaque fluide dans son canal, $h_{comb/int}$:

$$Nu_{comb/int} = \frac{h_{comb/int} D_h}{\lambda_{comb/int}} \quad (3.13)$$

On définit également une grandeur équivalente modélisant la conduction à travers la plaque (h_{plaque} , équation (3.14)), pour obtenir le coefficient d'échange conducto-convectif global de l'IHX h_{IHx} (équation (3.15)) :

$$h_{plaque} = \frac{\lambda_{plaque}}{e_{plaque}} \quad (3.14)$$

$$h_{IHx} = \left(\frac{1}{h_{comb}} + \frac{1}{h_{int}} + \frac{1}{h_{plaque}} \right)^{-1} \quad (3.15)$$

L'expression (3.17) du bilan de puissance P de l'IHX à partir de ce coefficient h_{IHx} et de la moyenne logarithmique de la différence de température entre les sels $\Delta T_{Log_{IHx}}$ (3.16) permet de calculer la surface d'échange nécessaire S .

$$\Delta T_{Log_{IHx}} = \frac{(T_{comb}^{BC} - T_{int}^{BC}) - (T_{comb}^{BF} - T_{int}^{BF})}{\ln \left(\frac{T_{comb}^{BC} - T_{int}^{BC}}{T_{comb}^{BF} - T_{int}^{BF}} \right)} \quad (3.16)$$

$$P = h_{IHx} S \Delta T_{Log_{IHx}} \quad (3.17)$$

On déduit de S la longueur de l'échangeur L (équation (3.8)), et finalement le volume de sel mobilisé (équation (3.7)), qui sont des grandeurs géométriques clés pour le design du réacteur. Les pertes de charge sont également calculées par l'équation de Darcy-Weisbach (3.18) :

$$\Delta p_{comb/int} = f_{comb/int} \frac{L}{D_h} \frac{\rho_{comb/int} (v_{comb/int})^2}{2} \quad (3.18)$$

Avec $f_{comb/int}$ le coefficient de Darcy, issu de corrélations renseignées par l'utilisateur pour chaque fluide.

La méthode de pré-dimensionnement est finalement résumée par le schéma de la Figure 3.3. Elle requiert 9 paramètres : 4 entrées en plus des 5 paramètres du point de fonctionnement cités précédemment. 3 paramètres sont géométriques et proviennent d'avis d'expert sur les échangeurs à plaques : e_{canal} , e_{plaque} , l . Le paramètre v_{comb} en entrée peut être ajusté si les pertes de charge obtenues à l'issue du dimensionnement de l'IHX sont trop importantes.

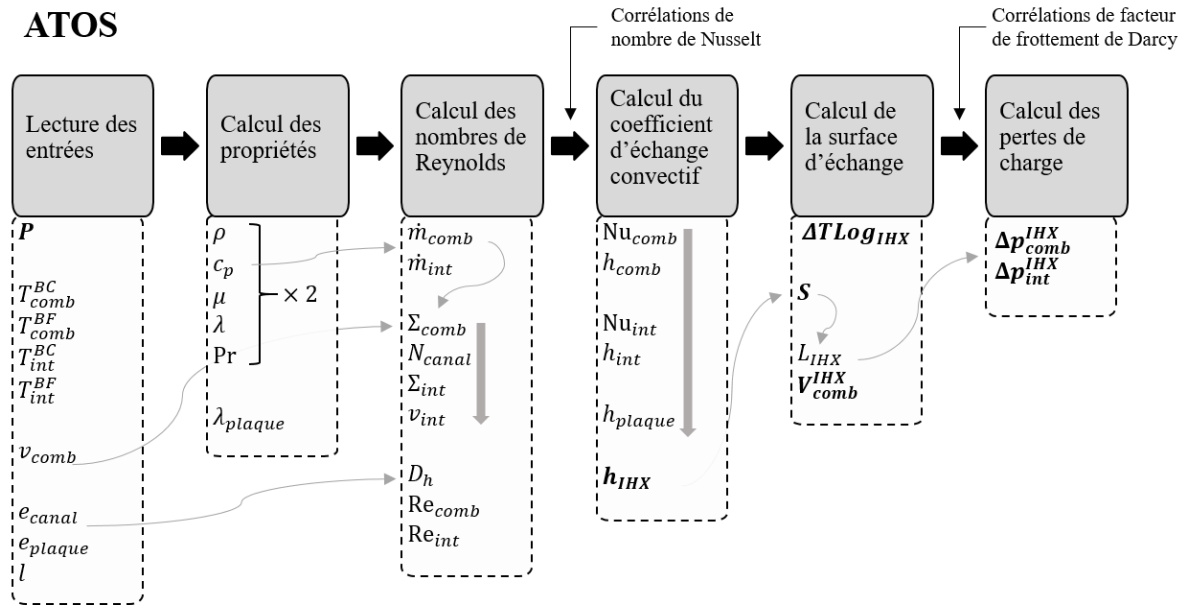


Figure 3.3 : Méthode ATOS de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques à contre-courant

La méthode présentée ci-dessus a été implémentée dans le code ATOS sous ma supervision par T. Le Gendre, un étudiant en alternance dans l'équipe des réacteurs à sels fondus du laboratoire [110]. Par ailleurs, durant la thèse, j'ai participé au développement de certaines méthodes et classes du code, à sa gestion, et aux réflexions sur son amélioration, au sein de l'équipe dédiée dans le laboratoire. J'ai également apporté un soutien aux nouveaux utilisateurs. J'ai enfin participé à la rédaction d'un article de conférence décrivant l'outil [109].

3.1.2. Outil CYCLOP

L'outil CYCLOP [111] (pour l'anglais Cycle Optimization) permet de modéliser des systèmes de conversion d'énergie (SCE) et d'optimiser divers indicateurs de performance, dont le rendement thermodynamique. Il se base sur des lois de propriétés des fluides d'intérêt (eau/vapeur, CO_2 , hélium, diazote) et une modélisation simple des composants du SCE avec des facteurs tels que le rendement isentropique ou le rapport de pression pour des turbomachines, ou encore le pincement pour un échangeur de chaleur. Le SCE est supposé au point de fonctionnement nominal.

Cet outil est développé sur base Excel, et utilisé au sein du service dans lequel j'ai effectué ma thèse. Le code CYCLOP sera utilisé lors de l'application des étapes de pré-dimensionnement de la sous-méthodologie SM1 (définie au Chapitre 2, paragraphe 2.2.2). Les résultats de cette application seront présentés au Chapitre 4.

3.2. Modèle R2P2

Dans cette thèse, un modèle simplifié a été développé pour étudier rapidement et de façon simplifiée les états d'équilibre d'un réacteur à sels fondus. Du fait du faible nombre de variables, le réacteur est considéré 0D, ou ponctuel, en référence à un modèle similaire existant pour les REP, décrit dans l'annexe A5 de [16]. Nous désignerons le modèle de RSF développé ici par Réacteur Ponctuel en Régime Permanent (RPRP), dont nous suggérons l'acronyme R2P2. Le modèle proposé est proche de la philosophie de l'approche *kgh* décrite dans l'état de l'art [19], combinant un bilan de réactivité et des bilans d'énergie pour les RNR-Na. Le modèle R2P2 est schématisé par la Figure 3.4.

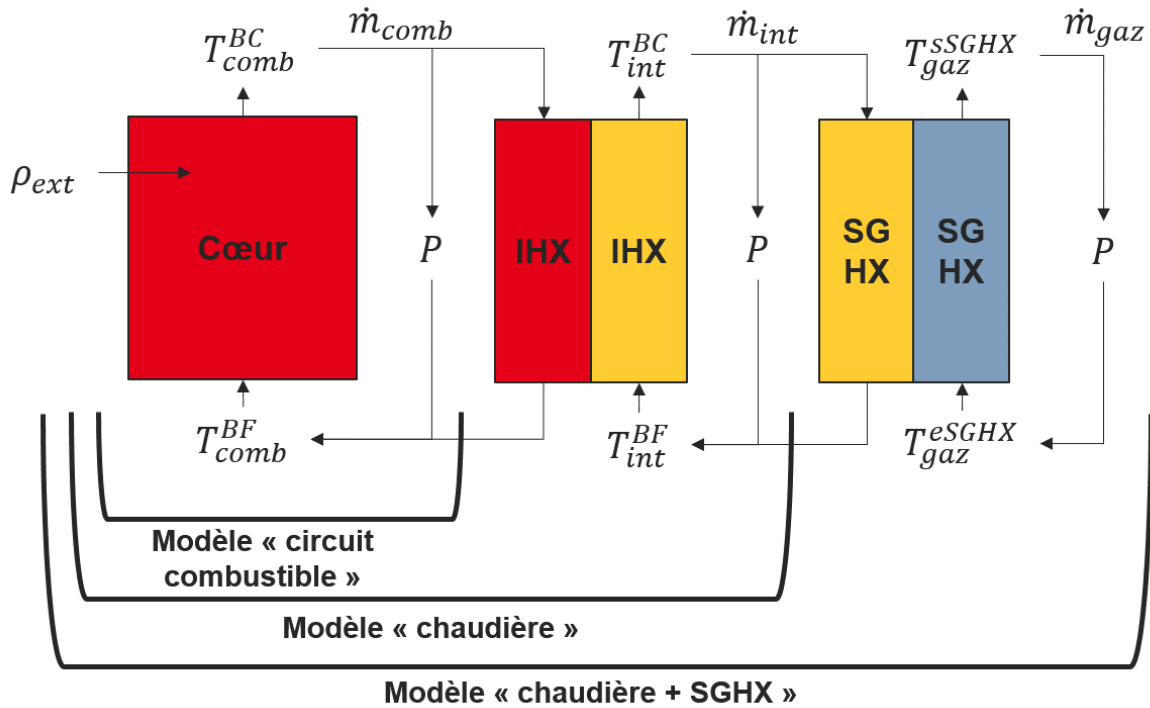


Figure 3.4 : Schéma du modèle R2P2

Le RSF considéré est représenté par un cœur, un échangeur intermédiaire (IHX), et un échangeur sel-gaz avec le système de conversion d'énergie (SCE), nommé SGHX. Les *variables d'état* du système sont au nombre de 11 : 6 températures (chaudes et froides pour trois fluides), 3 débits, la puissance du réacteur à l'équilibre P ainsi que la réactivité externe apportée au cœur ρ_{ext} . Le modèle résout alors les bilans d'énergie et de réactivité. Peu de *paramètres du réacteur* sont nécessaires pour effectuer la modélisation : des paramètres de cinétique neutronique, le volume en cœur et le volume hors cœur dans le circuit combustible, et la géométrie des échangeurs. L'intérêt est donc de pouvoir évaluer le comportement d'un réacteur à sels fondus tôt dans le processus de pré-conception, et d'en faciliter l'interprétation physique.

Le modèle R2P2 est principalement constitué des équations (3.19) à (3.24). Le bilan de réactivité s'exprime selon :

$$0 = \rho_{ext} + \alpha_{comb} C_{dens} \left(\frac{T_{comb}^{BC} + T_{comb}^{BF}}{2} - T_{R2P2}^{ref} \right) - (\beta_s - \beta_c) \quad (3.19)$$

Avec ρ_{ext} l'apport externe de réactivité (pcm), $\alpha_{comb}C_{dens} = c_{dens}$ le coefficient de contre-réaction par effet de densité (pcm.°C⁻¹), T_{comb}^{BC} et T_{comb}^{BF} les températures chaude et froide du sel combustible, T_{R2P2}^{ref} une température de référence pour la contre-réaction (°C). β_s est la fraction de neutrons retardés issus d'une fission et β_c la fraction de neutrons retardés disponible en cœur, ou marge à la criticité prompte, qui tient compte de la circulation du sel (pcm). Cette variable est définie en Annexe A.

Le terme ρ_{ext} peut représenter l'action de pilotage d'un système de contrôle de la réactivité, ou une perte de réactivité à cause de l'épuisement du combustible au cours de l'irradiation, ou encore un initiateur d'accident. Le terme de contre-réaction tient seulement compte de l'effet de densité : $\alpha_{comb}C_{dens} \left(\frac{T_{comb}^{BC} + T_{comb}^{BF}}{2} - T_{R2P2}^{ref} \right)$. L'effet Doppler et la contribution du réflecteur sont très faibles dans le réacteur à sel chlorure auquel la méthodologie sera appliquée. Le bilan de réactivité pourrait être modifié pour prendre en compte ces effets si le modèle R2P2 est appliqué à un autre RSF. On considère que la moyenne arithmétique de T_{comb}^{BC} et T_{comb}^{BF} est égale à la température moyenne dans le cœur, ce qui de surcroît est vrai sous l'hypothèse d'une distribution spatiale linéaire de la température de bas en haut du cœur : c'est une approximation au 1^{er} ordre qui, nous le verrons, donne des résultats cohérents avec le modèle MOSAICS. Le troisième terme du bilan de réactivité $-(\beta_s - \beta_c)$ tient compte du déficit de neutrons retardés participant à la réaction en chaîne, à cause de la circulation du sel. Ce terme se retrouve également dans le bilan de réactivité proposé par [66]. En l'absence de circulation du sel, ce dernier terme est nul, ce qui permet de revenir à une expression plus classique du bilan de réactivité (3.19). Enfin, le paramètre T_{R2P2}^{ref} est constant, et est déterminé de façon à équilibrer le bilan au régime nominal, lorsque $\rho_{ext} = 0$ et que les températures et le débit sont à leurs valeurs de dimensionnement. C'est donc la température moyenne du cœur en l'absence de circulation du sel ($\beta_c = \beta_s$) et lorsque $\rho_{ext} = 0$. De fait, c'est un paramètre qui ne dépend que du point de fonctionnement nominal, donc du design, et pas de l'état du réacteur, dont le débit ou la quantité de réactivité insérée pourraient varier.

Le bilan d'énergie du sel combustible est donné par :

$$0 = \dot{m}_{comb}c_{p_{comb}}(-T_{comb}^{BC} + T_{comb}^{BF}) + P \quad (3.20)$$

Avec \dot{m}_{comb} le débit (kg.s⁻¹), $c_{p_{comb}}$ la capacité calorifique (J.kg⁻¹.°C⁻¹) et P la puissance (W). Ensemble, les équations (3.19) et (3.20) peuvent être utilisées séparément dans l'outil R2P2 pour étudier uniquement le modèle « circuit combustible ».

On peut inclure au modèle R2P2 un circuit intermédiaire par l'ajout des équations suivantes :

$$0 = hS_{IHX}\Delta T_{Log_{IHX}} - P \quad (3.21)$$

$$0 = \dot{m}_{int}c_{p_{int}}(-T_{int}^{BC} + T_{int}^{BF}) + P \quad (3.22)$$

Avec hS_{IHX} (W.°C⁻¹) le produit entre le coefficient d'échange thermique h (W.m⁻².°C⁻¹) et la surface d'échange S (m²) de l'IHX, T_{int}^{BC} et T_{int}^{BF} les températures chaude et froide du sel intermédiaire (°C). $\Delta T_{Log_{IHX}}$ la moyenne logarithmique de la différence de température entre les sels, définie par l'équation (3.16), et faisant intervenir T_{comb}^{BC} , T_{comb}^{BF} , T_{int}^{BC} et T_{int}^{BF} . Le bilan d'énergie (3.22) appliqué au sel intermédiaire est exactement de la même forme que l'équation

(3.20). Les équations (3.19) à (3.22) servent à étudier le comportement des deux circuits de sel, et complètent le modèle « chaudière » de l'outil R2P2.

Enfin, les interactions avec le gaz du SCE peuvent être analysées avec le modèle « chaudière + SGHX », en ajoutant les équations suivantes :

$$0 = h_{SGHX} \Delta T_{Log_{SGHX}} - P \quad (3.23)$$

$$0 = \dot{m}_{gaz} c_{p_{gaz}} (-T_{gaz}^{sSGHX} + T_{gaz}^{eSGHX}) + P \quad (3.24)$$

Par rapport aux équations (3.19) et (3.20), le sel intermédiaire joue cette fois-ci le rôle de la source de chaleur, tandis que le gaz est le fluide froid, et l'échangeur concerné est le SGHX. Notons un changement de notation pour la température froide du gaz, en entrée du SGHX, qui est notée T_{gaz}^{eSGHX} , et pour la sortie T_{gaz}^{sSGHX} . Les lettres *e* et *s* placées devant le nom du composant (SGHX ici) signifient entrée et sortie, respectivement. En effet, en l'état du modèle R2P2 et du code ATOS, les turbines et compresseurs ne sont pas disponibles, et on n'étudie que les températures aux bornes du SGHX dans le SCE. Notons que dans un cycle de Brayton, T_{gaz}^{sSGHX} est la température en entrée de la turbine – au temps de transport près – ce qui est d'intérêt pour étudier l'impact sur le rendement thermodynamique. Pour compléter l'explication des équations ci-dessus, la valeur du $\Delta T_{Log_{SGHX}}$ se calcule de la même façon que $\Delta T_{Log_{IHX}}$, en remplaçant les températures du sel combustible par celles du sel intermédiaire, et celles du sel intermédiaire par celles du gaz.

Les équations (3.21) et (3.23) sont résolues en utilisant les modèles d'échangeurs de chaleur disponibles dans le code ATOS, présenté au paragraphe 3.1.1. Plus particulièrement, on exploite les fonctionnalités d'évaluation des composants de l'outil. ATOS applique les corrélations choisies pour les nombres de Nusselt, et calcule le coefficient d'échange *h* en fonction de la géométrie de l'objet échangeur. Notons que les équations (3.21) et (3.23) sont également disponibles avec un facteur correctif dans le modèle R2P2, qui est différent de 1 dans le cas d'un échangeur à plusieurs passes, comme la technologie à tubes en U et calandre. Le code ATOS permet de calculer ce facteur.

Dans le bilan de réactivité (3.19), la formule suivante est utilisée pour calculer le terme β_c :

$$\beta_c = \sum_k^{N_{DNP}} \beta_{DNP}^k \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda_{DNP}^k \tau_{ZC}}}{\lambda_{DNP}^k \tau_{ZC}} \times \frac{1 - e^{-\lambda_{DNP}^k \tau_{HZC}}}{1 - e^{-\lambda_{DNP}^k (\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \right) \quad (3.25)$$

Avec *k* l'indice du groupe de précurseur de neutrons retardés (en anglais DNP : Delayed Neutron Precursor), β_{DNP}^k (pcm) la fraction de neutrons retardés de ce groupe, et λ_{DNP}^k (s⁻¹) la constante de décroissance associée. N_{DNP} est le nombre de groupes considérés. τ_{ZC} et τ_{HZC} (s) sont les temps de circulation du sel combustible dans la zone critique (ZC, cœur) et hors ZC (HZC), calculés à partir de leurs volumes et du débit volumique, estimé à partir de \dot{m}_{comb} et de la densité du sel ρ_{comb} (kg.m⁻³).

La formule (3.25) se base sur l'hypothèse d'un écoulement du sel en cœur et hors cœur essentiellement 1D, et un profil de flux neutronique uniforme le long du cœur. Elle est démontrée et comparée à d'autres méthodes dans l'Annexe A.

Le modèle R2P2 complet (« chaudière + SGHX ») permet donc de relier, en l'état actuel, 11 variables d'états avec les 6 équations ; les 5 degrés de liberté restants serviront à étudier différentes stratégies de pilotage, dans le Chapitre 5, paragraphe 5.1.3. Le modèle est implémenté en langage python, ce qui permet d'utiliser ATOS comme décrit précédemment, et de trouver des racines aux équations non-linéaires en se basant sur des solveurs fournis par le module SciPy (<https://scipy.org>).

Le code R2P2 permet donc de calculer très rapidement un ensemble de régimes permanents d'un réacteur à sels fondus, mais les analyses effectuées ne renseignent pas sur son comportement dynamique, qui doit être évalué par un calcul transitoire. C'est le modèle MOSAICS, présenté au paragraphe 3.3, qui permet de compléter les analyses initiées et orientées avec R2P2.

3.3. Code MOSAICS

3.3.1. Introduction

Dans le cadre de sa thèse [58], T. Le Meute a développé la plate-forme MIRRACI, pour modéliser des transitoires d'insertion de réactivité dans un réacteur à sels fondus. La plate-forme est composée des codes MOSAICS et COCCINELLE, ainsi que d'un script de chaînage. Le code MOSAICS permet d'étudier le fonctionnement général d'un RSF, en supposant notamment que le sel est incompressible et dilatable. Dans le code COCCINELLE, seul le cœur et le vase d'expansion du RSF sont modélisés, mais le sel est compressible, ce qui permet d'étudier les limites de la contre-réaction de densité lors d'un transitoire d'insertion de réactivité. Le chaînage permet donc de calculer des conditions opérationnelles avec le code MOSAICS et de simuler le début d'un transitoire d'insertion de réactivité. Un critère de compressibilité est utilisé, basé sur le nombre de Mach équivalent Ma_{eq} , qui est le rapport entre la vitesse d'expansion du sel dans le cœur à cause de la dilatation, sur la vitesse du son dans le sel. Si ce nombre devient non-négligeable, l'outil COCCINELLE prend le relais pour calculer l'accident d'insertion de réactivité. Le critère est fixé à $Ma_{eq} = 0,01$; en-dessous de ce seuil, le code MOSAICS suffit.

Dans la présente thèse, le critère de compressibilité n'est pas dépassé, que ce soit lors de transitoires normaux, et même lors des accidents considérés. Le code MOSAICS a donc été identifié comme pertinent pour les études dynamiques sur les réacteurs à sels fondus. De plus, le code MOSAICS peut également simuler d'autres transitoires, comme une perte des pompes du circuit combustible ou une variation de puissance [58], d'intérêt pour la méthodologie proposée dans ces travaux. La prise en main du code a démarré fin 2021, tandis que la thèse de T. Le Meute [58] s'est achevée fin 2022 : certaines différences existent entre la version décrite dans [58], et la version présentée dans cette partie. Lorsqu'une fonctionnalité du code a été introduite dans la présente thèse, ceci est mentionné explicitement.

3.3.2. Approche générale de modélisation

Le modèle d'un réacteur à sels fondus dans le code est constitué d'un circuit combustible, d'un circuit intermédiaire, et d'une partie seulement du SCE. Le circuit combustible est constitué d'un cœur, d'un IHX à plaques lisses, d'un vase d'expansion pour accommoder les dilatations

du sel, et de branches chaudes (BC) et froides (BF). Le circuit intermédiaire est constitué de l'IHX sa source de chaleur, du SGHX également à plaques lisses, d'un vase d'expansion et de branches chaudes et froides. Pour le SCE, on suppose un cycle de Brayton avec un gaz monophasique ou du CO₂ supercritique. Il est uniquement constitué du SGHX, dans le modèle MOSAICS.

Cette condition aux limites est une nouveauté de la thèse, qui remplace une condition de puissance extraite au niveau du circuit intermédiaire, et permet de mieux représenter les interactions de la chaudière avec le SCE. Du reste, le code couple la cinétique neutronique et la thermohydraulique à l'échelle système, et un modèle de thermique dans les échangeurs SGHX et IHX a été ajouté. Une schématisation de MOSAICS est proposée Figure 3.5. En noir sont indiquées les principales variables calculées par le code : les températures aux bornes des composants et dans les vases d'expansion, les puissances, et les concentrations de précurseurs dans le circuit combustible. Les températures suivent une convention de notation particulière :

- L'indice indique le fluide concerné (*comb* pour combustible, *int* pour intermédiaire, gaz)
- L'exposant indique le composant (C pour le cœur, IHX, SGHX), et la lettre minuscule précise s'il s'agit de l'entrée ou de la sortie du composant (*e* ou *s*)^d

Ces variables résument l'ensemble des grandeurs physiques que le modèle calcule localement, comme détaillé dans les sous-parties suivantes. Les conditions aux limites du modèle sont indiquées en bleu sur la Figure 3.5.

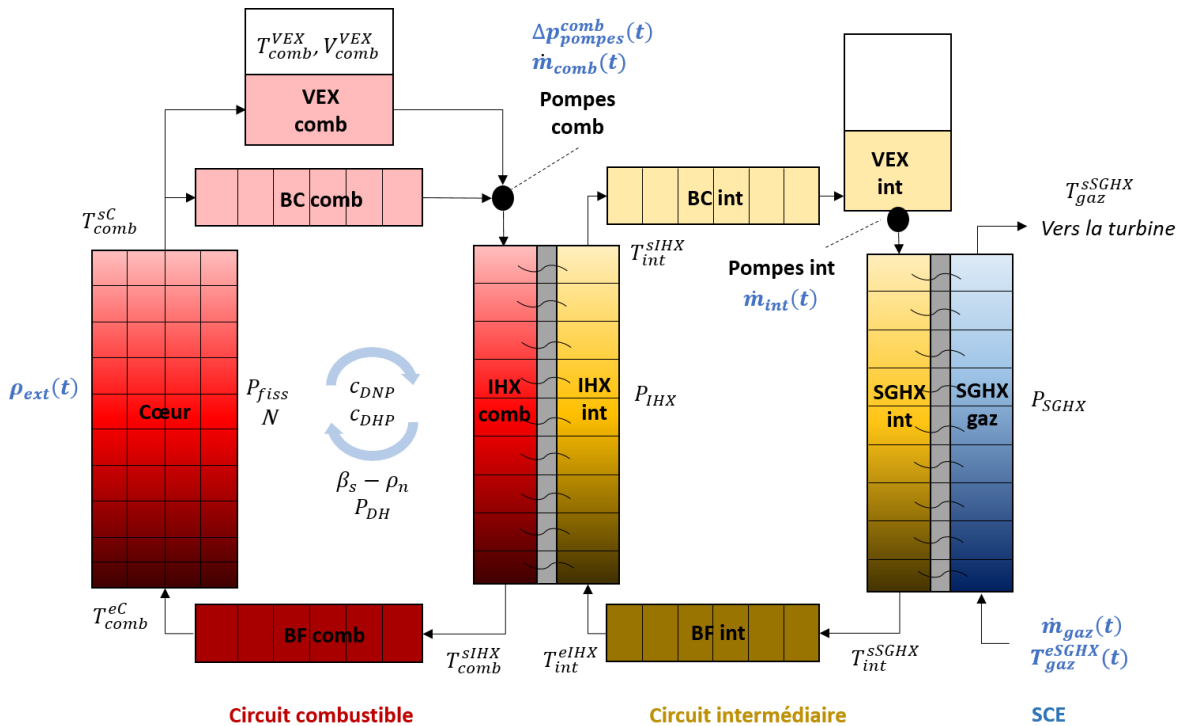


Figure 3.5 : Schéma du modèle MOSAICS d'un réacteur à sels fondus (adapté de [112])

^d Cette notation est cohérente avec l'équation (3.24) pour le gaz aux bornes du SGHX, dans le modèle R2P2 « chaudière + SGHX ». En effet, le périmètre de ce modèle est identique à celui de MOSAICS. En revanche, on n'utilise pas dans MOSAICS la notion de température en branche chaude ou froide (BC et BF), car au cours d'un transitoire cette température n'est pas nécessairement uniforme dans une branche.

3.3.3. Thermohydraulique

Cette partie présente le modèle thermohydraulique de MOSAICS, i.e. l'expression et la méthode de résolution des équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie. Contrairement à ce qui est présenté dans [58], la vaporisation n'est pas modélisée dans la version du code utilisée pour cette thèse : les fluides sont supposés monophasiques. La Figure 3.6 schématise les écoulements 1D et multi-1D tels que considérés dans le code, et dont les équations sont présentées dans la suite.

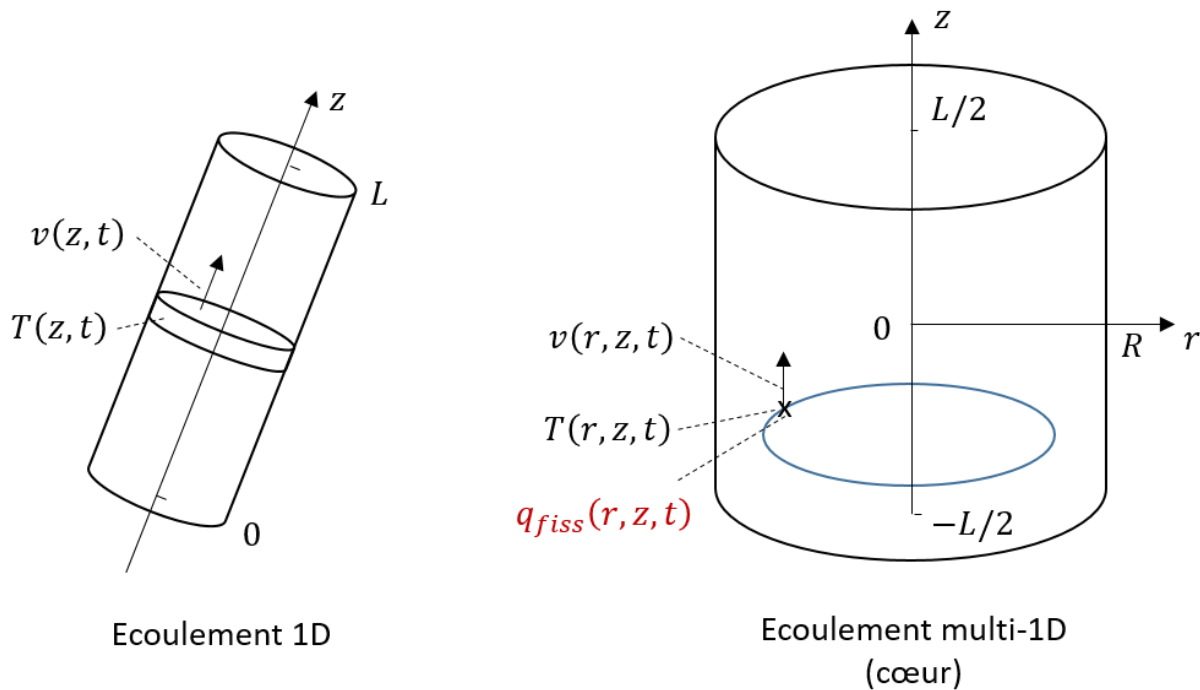


Figure 3.6 : Schéma des écoulements 1D et multi-1D dans MOSAICS

Dans MOSAICS, on suppose que les propriétés des fluides intervenant dans les équations bilan (densité ρ , enthalpie h) ne sont dépendantes que de leur température. Pour les sels fondus, il s'agit d'une bonne approximation. Pour le gaz du système de conversion d'énergie, cette hypothèse est limitée. Néanmoins, on ne modélise l'écoulement du gaz que dans l'échangeur SGHX, et la conception de ces composants cherche à réduire l'écart de pression du fluide de travail entre l'entrée et la sortie. Pour le réacteur ASTRID, le SCE de référence emploie du diazote, à 180 bar en sortie d'échangeur et avec 1 bar de perte de charge dans ce composant à 100 %Pn. Un SCE au CO_2 supercritique a également été étudié dans [113], avec 250 bar en sortie et 1 bar de perte de charge. L'hypothèse d'une pression constante du gaz dans le SGHX est donc valable à 100 %Pn. A puissance partielle, un modèle dynamique du SCE est nécessaire pour calculer l'évolution de la pression et valider ou réfuter cette hypothèse ; néanmoins cette thèse priorise les questions sur le pilotage des circuits de sel par rapport au SCE. Une meilleure modélisation du gaz, couplée avec un modèle complet du cycle de Brayton, constituerait une perspective intéressante de ces travaux.

La conséquence de l'hypothèse discutée précédemment est que l'on peut s'affranchir du calcul du champ de pression p dans les composants. Les équations aux dérivées partielles de conservation de masse et d'enthalpie, présentées ci-dessous, n'ont alors que deux inconnues, la

vitesse v et la température T , grâce à des lois de fermetures qui sont les lois de propriétés des sels. Nous détaillerons dans les sections suivantes le calcul des termes de puissance.

Conservation de la masse

Le bilan de masse en 1D est donné par l'équation (3.26).

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho(z, t) + \frac{\partial}{\partial z} [\rho v(z, t)] = 0 \quad (3.26)$$

Avec ρ la densité du fluide (kg.m^{-3}), v la vitesse (m.s^{-1}), et z la coordonnée spatiale dans la direction de l'écoulement.

Le bilan de masse en multi-1D dans le cœur est obtenu en remplaçant la coordonnée z par le couple de coordonnées r, z . Il n'est pas nécessaire d'introduire de terme en $\partial/\partial r$, car le multi-1D suppose qu'il n'y a pas de transfert radial de masse (ni de chaleur) dans le cœur.

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho(r, z, t) + \frac{\partial}{\partial z} [\rho v(r, z, t)] = 0 \quad (3.27)$$

En $z = 0$, la densité ρ est uniforme radialement, et égale à sa valeur en sortie de la conduite inférieure, en amont du cœur. La vitesse $v(r, 0, t)$ est distribuée selon un profil imposé et constant, discuté dans le paragraphe 3.3.5.

Enfin, dans un réservoir modélisé en 0D, tel que le vase d'expansion, la conservation de la masse s'écrit :

$$\frac{d}{dt} [\rho(t)V(t)] + \dot{m}^{SVEX}(t) - \dot{m}^{eVEX}(t) = 0 \quad (3.28)$$

Avec V le volume de fluide dans le réservoir (m^3), \dot{m}^{SVEX} (respectivement \dot{m}^{eVEX}) le débit de sortie (d'entrée) dans le composant (kg.s^{-1}).

Conservation de l'enthalpie

Le bilan d'énergie est remplacé par un bilan d'enthalpie, grandeur définie comme $h = u + p/\rho$, avec u l'énergie interne massique (J.kg^{-1}), p la pression (Pa) et ρ la densité (kg.m^{-3}) :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho h(z, t)] - \frac{\partial}{\partial t} p(z, t) + \frac{\partial}{\partial z} [\rho h v(z, t)] = q_{th}(z, t) + q_{vol}(z, t) \quad (3.29)$$

Pour écrire ce bilan, qui diffère notamment de l'ouvrage de référence de Delhaye [114], on a négligé la dissipation d'énergie par compression-détente et par les frottements visqueux. Le premier terme négligé est en cohérence avec l'hypothèse d'incompressibilité des fluides dans MOSAICS. Le second terme est négligeable devant les puissances thermiques mises en jeu dans un réacteur. De plus, on négligera dans la suite le terme $\frac{\partial p}{\partial t}$, en supposant des variations de pression lentes, ce qui permet de plus de simplifier la résolution des équations dans le code en enlevant la variable $p(z, t)$, et ainsi de limiter le temps de calcul.

Dans l'équation (3.29), le terme noté q_{th} (W.m^{-3}) regroupe les transferts thermiques, et un terme de génération de puissance interne au fluide est ajouté, q_{vol} (W.m^{-3}).

Le transfert thermique par conduction dans le sens de l'écoulement, au sein du fluide, est négligeable. Toutefois, le transfert thermique radiatif n'est pas pris en compte dans MOSAICS [58], alors qu'étant donné la haute température des sels, milieux semi-transparents, cela pourrait avoir un impact sur les transitoires. Des développements en ce sens pourraient être effectués en perspective de la thèse. Il vient que le terme q_{th} tient compte uniquement du transfert thermique convectif à la paroi, supposé négligeable dans les composants autres que les échangeurs (conduites adiabatiques, transfert thermique vers le réflecteur négligeable dans le cœur en comparaison à la puissance neutronique). Ce terme est détaillé dans le paragraphe 3.3.4.

Le terme q_{vol} , enfin, est spécifique au sel combustible. En effet, la réaction de fission en chaîne dans la zone critique génère de la chaleur directement dans le fluide. Elle donne aussi naissance à certains produits de fission et d'activation, transportés dans le circuit, et dont la décroissance radioactive génère également de la chaleur. Ces radionucléides sont regroupés en familles de précurseurs de chaleur résiduelle, abrégés DHP pour l'anglais « decay heat precursor ». L'implémentation des DHP dans le code MOSAICS est une nouveauté de la thèse.

Le bilan d'enthalpie 1D s'écrit alors :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho h(z, t)] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho h v(z, t)] = q_{th}(z, t) + \sum_k^{N_{DHP}} \lambda_{DHP}^k c_{DHP}^k(z, t) + q_{DH}^{\infty} \quad (3.30)$$

Avec k l'indice du groupe de DHP, c_{DHP}^k sa pseudo-concentration ($J.m^{-3}$), λ_{DHP}^k sa constante de décroissance (s^{-1}), et q_{DH}^{∞} ($W.m^{-3}$) un terme constant de puissance résiduelle. Il permet en effet de simplifier la modélisation, en considérant que pour les groupes de DHP de temps de décroissance élevés par rapport au transitoire étudié, leur contribution à la puissance résiduelle totale est constante. En-dehors d'un échangeur, $q_{th} = 0$, et hors du circuit combustible, $c_{DHP}^k = 0$ et $q_{DH}^{\infty} = 0$.

Enfin dans le cœur, le terme q_{vol} décrit également la puissance de fission directement déposée dans le sel. Celle-ci est notée $q_{fiss}(r, z, t)$: on renvoie au modèle de neutronique du code, décrit dans la suite. Le bilan d'enthalpie multi-1D dans le cœur est alors :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho h(r, z, t)] + \frac{\partial}{\partial z} [\rho h v(r, z, t)] = q_{fiss}(r, z, t) + \sum_k^{N_{DHP}} \lambda_{DHP}^k c_{DHP}^k(r, z, t) + q_{DH}^{\infty} \quad (3.31)$$

L'absence d'un terme en $\partial/\partial r$, à nouveau, est la conséquence de l'hypothèse d'absence de transfert de chaleur (et de masse) radialement.

Dans un réservoir, le bilan d'enthalpie 0D est :

$$\frac{d}{dt} [\rho h(t)V(t)] + \dot{m}^{sVEX} h - \dot{m}^{eVEX} h^{eVEX} = \left(\sum_k^{N_{DHP}} \lambda_{DHP}^k c_{DHP}^k(z, t) + q_{DH}^{\infty} \right) V(t) \quad (3.32)$$

Avec $h^{eVEX}(t)$ l'enthalpie du sel en entrée du réservoir ($J.kg^{-1}$). On considère que la valeur d'enthalpie sortante est égale à l'enthalpie moyenne dans le réservoir, $h(t)$.

Calcul des puissances intégrales du réacteur

Le modèle de neutronique, présenté au paragraphe 3.3.5, permet de calculer les termes de puissance de fission et les sources de précurseurs de chaleur résiduelle. La puissance résiduelle totale dans le circuit combustible P_{DH} (W) s'écrit, en intégrant le bilan (3.30) :

$$P_{DH}(t) = \sum_k^{N_{DHP}} P_{DH}^k(t) + P_{DH}^\infty \quad (3.33)$$

Avec :

$$P_{DH}^k(t) = \iiint_{circuit} \lambda_{DHP}^k c_{DHP}^k(\mathbf{r}, t) d^3\mathbf{r} \quad (3.34)$$

$$P_{DH}^\infty = \iiint_{circuit} q_{DH}^\infty d^3\mathbf{r} = q_{DH}^\infty \times V_{comb} \quad (3.35)$$

On a de même l'expression des puissances de fission P_{fiss} et nucléaire P_{nuc} (W) :

$$P_{fiss}(t) = \iiint_{coeur} q_{fiss}(\mathbf{r}, t) d^3\mathbf{r} \quad (3.36)$$

$$P_{nuc}(t) = P_{fiss}(t) + P_{DH}(t) \quad (3.37)$$

Conservation de la quantité de mouvement

A ce stade, et du fait du choix de ne pas considérer de dépendance en pression p , le système thermohydraulique nécessite seulement quelques conditions aux limites pour être résolu :

- Débit en un point dans les trois circuits : $\dot{m}_{comb}, \dot{m}_{int}, \dot{m}_{gaz}$
- Température d'entrée du gaz T_{gaz}^{eSGHX}

Pour le circuit combustible, on peut soit imposer le débit \dot{m}_{comb} pour étudier des actions de pilotage, soit le laisser libre, et se ramener à une condition aux limites sur l'élévation de pression fournie par les pompes, Δp_{pompes}^{comb} . Ceci permet d'étudier par exemple la convection naturelle dans le circuit, en imposant $\Delta p_{pompes}^{comb} = 0$ dans un transitoire. Pour calculer le débit \dot{m}_{comb} , on applique le bilan de quantité de mouvement global sur chaque composant, comme décrit ici.

On considère un composant 1D de volume V , de longueur L et de section Σ uniforme ($V = \Sigma L$), où l'écoulement du sel est supposé unidirectionnel, de coordonnée z . La quantité de mouvement contenue dans un petit volume Σdz peut être assimilée à un scalaire, et s'écrit $\rho v(z, t) \Sigma dz$, en kg.m.s^{-1} . La quantité de mouvement contenue dans le composant est alors :

$$QDM(t) = \Sigma \times \int_0^L \rho v(z, t) dz \quad (3.38)$$

On cherche à établir le bilan de la quantité de mouvement sur le composant, en cohérence avec la référence [114]. Les forces surfaciques agissant sur la frontière du volume sont la pression du fluide en entrée et en sortie, $p(0)$ et $p(L)$, et les frottements visqueux, assimilés à la perte de charge Δp_f :

$$\Delta p_f(t) = \left(f(t) \frac{L}{D_h} + f_{sing} \right) \frac{\overline{\rho v^2}(t)}{2} \quad (3.39)$$

Avec D_h le diamètre hydraulique du composant (m), $\overline{\rho v^2}$ la valeur moyennée en espace du champ ρv^2 (Pa), et f le facteur de frottement de Darcy, calculé à partir du nombre de Reynolds moyen de l'écoulement d'après la corrélation de Colebrook-White [115]. Le facteur f_{sing} prend en compte la perte de charge singulière à l'intérieur du composant, et il s'agit en l'état actuel du code MOSAICS d'une donnée d'entrée, constante.

L'unique force volumique agissant sur le fluide dans le composant est le poids, qui sur un volume infinitésimal s'exprime $\rho(z,t)\Sigma dz \times g \cos \theta$, avec θ l'angle entre la direction d'écoulement du fluide et la pesanteur. Remarquant que la valeur de QDM/Σ s'exprime en Pa.s, on peut traduire la conservation de la quantité de mouvement directement en Pascal, en ajoutant les termes d'entrée et de sortie de QDM :

$$\frac{d}{dt} \int_0^L \rho v dz = p(L) - p(0) + \rho v^2(L) - \rho v^2(0) + g \cos \theta \int_0^L \rho dz - \Delta p_f \quad (3.40)$$

La variable t étant omise pour alléger les notations. La pression en sortie de composant est égale à la pression en entrée du composant en aval, à une perte de charge singulière (considérée ponctuelle) près. Ceci permet, en combinant les bilans de quantité de mouvement (3.40) composant par composant, et en assimilant le cœur à un composant 1D, d'éliminer les termes de pression inconnus, et faire apparaître Δp_{pompes}^{comb} . Le débit de sel fourni par la pompe, $\dot{m}_{comb}(t)$, doit alors être recherché pour satisfaire l'équation (3.40).

Toutefois dans [58], une alternative au bilan (3.40) est obtenue, en intégrant spatialement la forme locale de la conservation de la quantité de mouvement, ce qui revient à inverser les signes dérivée et intégrale du premier terme de (3.40) selon :

$$\frac{d}{dt} \int_0^L \rho v(z,t) dz = \int_0^L \frac{\partial}{\partial t} [\rho v(z,t)] dz \quad (3.41)$$

Ceci a conduit à postuler une forme particulière pour $\frac{\partial v}{\partial t}(z,t)$, supposée linéaire en z , car cette quantité ne peut pas être connue sans résoudre le bilan de quantité de mouvement local, ce qui augmente le coût de calcul. Au vu du temps imparti, cette stratégie a été conservée dans cette thèse, et le modèle MOSAICS est identique à [58] pour ce bilan. Lors du transitoire Station Blackout du paragraphe 6.1.5, qui met en œuvre une perte d'alimentation des pompes du circuit combustible et donc une réduction de Δp_{pompes}^{comb} , le bilan (3.40) a été calculé *a posteriori* d'après les résultats de MOSAICS, et semble bien respecté à tout instant.

En perspective, on pourrait toutefois s'affranchir de l'hypothèse effectuée dans [58], en procédant de la façon suivante : la connaissance complète de T, v dans le système à un instant t , y compris de $\dot{m}_{comb}(t)$, permet de calculer tous les termes du membre de droite de (3.40), mis à part les pressions, qui se simplifient en additionnant les bilans de tous les composants. On peut ainsi calculer la somme sur tous les composants du membre de gauche, qui correspond au *taux de variation de la quantité de mouvement totale dans le circuit combustible, exprimée en Pa.s*. En cohérence avec le schéma de résolution temporelle retenu, ce taux de variation

permet d'exprimer la valeur que doit avoir la QDM totale à l'instant $t + dt$. Ainsi, la valeur de $\dot{m}_{comb}(t + dt)$ doit être ajustée par itérations pour respecter la QDM totale prédite. Cette stratégie n'a pas pu être essayée dans cette thèse, et l'impact sur le temps de calcul ou la stabilité du schéma numérique n'a pas été estimé. Il serait toutefois intéressant de comparer les deux approches, en incluant aussi une comparaison avec le code CATHARE3 [11] qui résout l'équation de la quantité de mouvement en 1D.

Une autre perspective de la stratégie de résolution par le bilan (3.40) est que l'on peut recalculer *a posteriori* la valeur de $\frac{d}{dt} \int_0^L \rho v dz$ dans chaque composant, connaissant l'historique de l'évolution du système. Ainsi la différence de pression aux bornes de chaque composant, $p(L, t) - p(0, t)$, serait connue. En ajoutant une condition aux limites de pression dans le vase d'expansion, par exemple, on pourrait calculer la pression à chaque nœud, ce qui est d'intérêt notamment à l'aspiration de la pompe, pour quantifier le risque de cavitation.

3.3.4. Thermique des échangeurs

De manière générale, le terme de transfert thermique q_{th} (W.m^{-3}) dans le bilan d'enthalpie d'un fluide au niveau d'un échangeur de chaleur 1D (équation (3.30)), s'écrit :

$$q_{th}(z, t) = h(z, t)(T'(z, t) - T(z, t)) \frac{S}{V} \quad (3.42)$$

Avec h ($\text{W.m}^{-2}.\text{°C}^{-1}$) le coefficient d'échange thermique, S (m^2) la surface d'échange totale et V (m^3) le volume du fluide considéré dans l'échangeur, T (°C) la température du fluide et finalement T' est une autre température, qui dépend du choix du modèle parmi les deux proposés ci-dessous. La Figure 3.7 illustre les deux modèles utilisables, correspondant au cas de figure de l'IHX, mais les deux modèles sont applicables également au SGHX. Notons que le rapport V/S (m) est le périmètre d'échange du fluide χ , que l'on suppose uniforme sur toute la hauteur du composant.

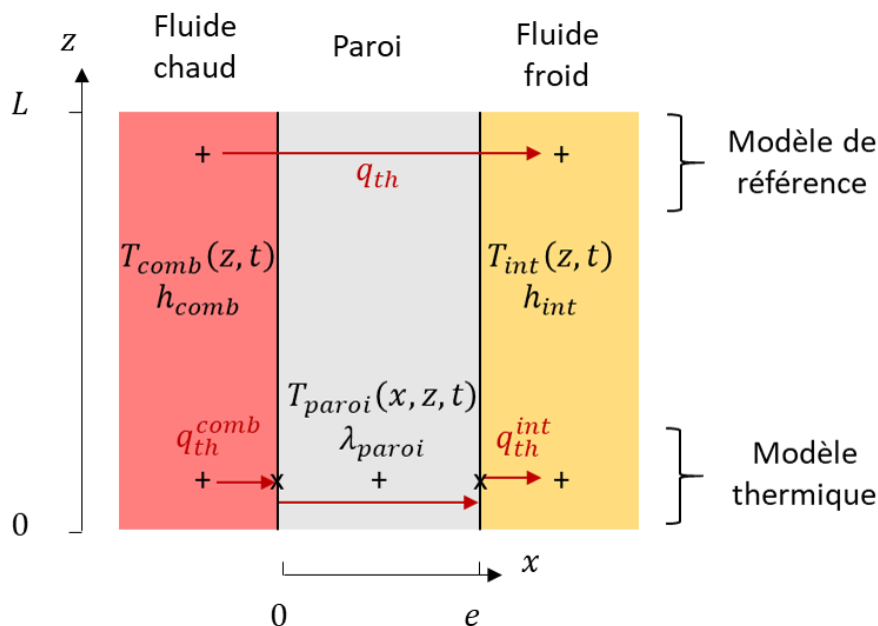


Figure 3.7 : Schéma des deux modèles de transfert thermique dans un échangeur de chaleur

Modèle de référence, sans inertie thermique

Dans MOSAICS, le modèle de référence n'est pas représentatif de l'inertie thermique de la paroi de l'échange. Le coefficient de transfert h est l'inverse de la résistance thermique totale à la cote z , définie comme la somme des résistances thermiques des deux fluides chaud et froid (pour simplifier, sels combustible et intermédiaire), et de celle de la plaque d'épaisseur e (m) :

$$\frac{1}{h(z, t)} = \frac{1}{h_{comb}(z, t)} + \frac{1}{h_{int}(z, t)} + \frac{e}{\lambda_{plaque} \left(\frac{T_{comb} + T_{int}}{2} \right)} \quad (3.43)$$

Avec T_{comb} et T_{int} les températures, à la cote z , des fluides ($^{\circ}\text{C}$). On se sert de la moyenne arithmétique de ces valeurs pour estimer la température de la plaque à cette cote, et évaluer sa conductivité thermique, $\lambda_{plaque}(T)$ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$). Ce bilan peut s'écrire sans faire apparaître les surfaces d'échange, car seuls des échangeurs à plaques lisses sont disponibles dans MOSAICS. Les coefficients d'échange thermique chaud et froid h_{comb} et h_{int} sont calculés localement, à partir des nombres adimensionnels locaux évalués aux températures correspondantes $T_{comb}(z, t)$ et $T_{int}(z, t)$.

En remplaçant T' par T_{comb} ou T_{int} dans l'expression (3.42), on obtient finalement le modèle de référence de MOSAICS, disponible en amont de cette thèse.

Modèle de thermique

Les travaux sur le pilotage d'un réacteur à sels fondus nécessitent de s'intéresser plus largement au fonctionnement général de l'installation que dans la référence [58]. Dans ce cadre, le modèle thermique présenté ici a été mis en place durant cette thèse, au niveau des échangeurs. Il permettra de mieux représenter la dynamique réelle d'un RSF, en modélisant l'inertie thermique de ces composants et en modifiant l'échange de chaleur entre les fluides durant les transitoires.

On s'intéresse pour cela à la température du métal dans la paroi d'un échangeur d'épaisseur e , qu'on note $T_{paroi}(x, z, t)$, comme sur la Figure 3.7. Par convention, $x = 0$ est le côté chaud de l'échangeur, et $x = e$ le côté froid. L'expression de q_{th} pour les deux fluides est alors :

$$q_{th}^{comb}(z, t) = h_{comb}(z, t) \left(T_{paroi}(0, z, t) - T_{comb}(z, t) \right) \frac{S}{V} \quad (3.44)$$

$$q_{th}^{int}(z, t) = h_{int}(z, t) \left(T_{paroi}(e, z, t) - T_{int}(z, t) \right) \frac{S}{V} \quad (3.45)$$

En négligeant la dépendance à la température des propriétés du matériau, et les transferts par conduction dans l'échangeur le long de l'axe z , l'équation de la chaleur suivante permet de calculer $T_{paroi}(x, z, t)$:

$$\rho_{paroi} c_{p, paroi} \frac{\partial}{\partial t} T_{paroi}(x, z, t) = \lambda_{plaque} \frac{\partial^2}{\partial x^2} T_{paroi}(x, z, t) + q(x, z, t) \quad (3.46)$$

Avec ρ_{paroi} la densité du matériau ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$), $c_{p, paroi}$ sa capacité calorifique ($\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot^{\circ}\text{C}^{-1}$) et q ($\text{W}\cdot\text{m}^{-3}$) le terme qui représente le transfert de chaleur des fluides vers la paroi en $x = 0$ et $x = e$, et qui est nul par ailleurs :

$$\begin{cases} q(0, z, t) = -q_{th}^{comb} \\ q(e, z, t) = -q_{th}^{int} \\ q(x, z, t) = 0 \quad x \in]0, e[\end{cases} \quad (3.47)$$

Pour simplifier et diminuer l'impact sur le coût de calcul, ce nouveau développement de MOSAICS ne permet pas de discrétiser l'espace finement le long de l'axe x , qui ne comporte qu'une seule maille. Pour une cote z donnée, on ne s'intéresse finalement qu'aux valeurs en $x = 0, e/2$ et e , que l'on note respectivement T_{paroi}^{comb} , T_{paroi} , et T_{paroi}^{int} . Ces trois grandeurs dépendent de z et de t dans l'IHX et dans le SGHX. Ce nouveau modèle sera utilisé pour certains calculs dédiés de la thèse, qui seront indiqués comme tels, tandis que par défaut le modèle de référence de MOSAICS est utilisé.

3.3.5. Neutronique

Le modèle de neutronique de MOSAICS est la Cinétique Point par Zone (CPZ), explicitée dans les références [58], [84]. Ce modèle a été utilisé pour la première fois dans le code LiCore [59] pour des réacteurs à sels fondus. Il permet de calculer la puissance nucléaire produite dans le circuit combustible, et son évolution en fonction de la température : il est ainsi couplé avec le modèle de thermohydraulique décrit précédemment.

Puissance de fission

Le *flux neutronique* est une grandeur d'intérêt d'un réacteur, représentative de la distribution spatiale, énergétique et angulaire des neutrons à chaque instant, ce qui permet de prédire les réactions nucléaires – et donc les taux de fission. Pour simplifier, on ne considère que le flux scalaire à un groupe, c'est-à-dire intégré en chaque point dans toutes les directions angulaires et pour tout le spectre d'énergie cinétique des neutrons. On suppose dans MOSAICS que ce flux, à l'équilibre du réacteur, est la solution de l'équation de la diffusion neutronique à 1 groupe, en coordonnées cylindriques, pour un cœur sans réflecteur. Il est de la forme :

$$\phi(r, z) = \phi_0 \cos\left(\pi \frac{z}{L_{ZC}/2 + d_{ex}}\right) J_0\left(\mu_1^0 \frac{r}{R + d_{ex}}\right) \quad (3.48)$$

Avec z et r les coordonnées axiale et radiale depuis le centre du cœur (nulles au centre), L_{ZC} et R la hauteur et le rayon du cœur (m), d_{ex} (m) la distance d'extrapolation, J_0 la fonction de Bessel du premier ordre et μ_1^0 sa première racine, et ϕ_0 (neutrons.cm⁻².s⁻¹) la valeur (maximale) du flux au centre.

La forme du flux de l'équation (3.48) provient du formalisme de la diffusion neutronique, comme discuté dans [58]. Cette grandeur est nulle à une distance d_{ex} de la frontière du cœur. La cinétique point est un modèle consistant à considérer constante dans le temps la forme du flux neutronique, et à calculer l'évolution temporelle de son amplitude. Ainsi en notant $N(t)\phi(r, z)$ le flux spatio-temporel, et en supposant que la puissance de fission locale q_{fiss} (W.m⁻³) est directement proportionnelle à cette grandeur, on obtient :

$$q_{fiss}(r, z, t) = P_n N(t) \frac{\phi(r, z)}{\iiint_V \phi(\mathbf{r}) d^3\mathbf{r}} \quad (3.49)$$

Avec P_n (W) la puissance nominale du réacteur, V le volume du cœur (m³).

Connaissant $\phi(r, z)$, la combinaison de ce bilan avec la conservation de l'enthalpie en cœur (Eq. (3.31)) permet de calculer une distribution de vitesse du sel en bas du cœur $v(r, -L_{ZC}/2)$ permettant d'obtenir une température radialement uniforme en haut du cœur (i.e. $\frac{\partial}{\partial r} T(r, L_{ZC}/2) = 0$). C'est ce que fait le code MOSAICS par défaut, mais une distribution de vitesse différente peut être imposée par l'utilisateur.

Modèle Cinétique Point par Zone (CPZ)

On remarque avec les équations (3.36) et (3.49) que la puissance totale de fission s'écrit aussi $P_{fiss}(t) = P_n N(t)$. Ainsi au régime de fonctionnement nominal, N est soit légèrement inférieur à 1 si la puissance résiduelle P_{DH} (cf. Eq. (3.33)) est non-nulle, soit égal sinon. Le bilan de l'amplitude du flux neutronique N , assimilable à la population neutronique totale, est donné par l'équation :

$$\frac{d}{dt} N(t) = \frac{\rho_n(t) - \beta_s}{\Lambda} N(t) + \sum_k^{N_{DNP}} \lambda_{DNP}^k \iiint_V w_{DNP}(\mathbf{r}) c_{DNP}^k(\mathbf{r}, t) d^3\mathbf{r} \quad (3.50)$$

Avec Λ (s) le temps de génération effectif des neutrons, β_s la fraction de neutrons retardés, ρ_n la réactivité, pour le terme de production de *neutrons prompts*. Les N_{DNP} familles de précurseurs de *neutrons retardés* (DNP, pour l'anglais Delayed Neutron Precursors) contribuent également au bilan : l'intégrale de l'ensemble de la population en cœur de la famille k , de concentration c_{DNP}^k (m^{-3}) et pondérée par une fonction constante w_{DNP} , représente une population effective de précurseurs. En multipliant par la constante de décroissance λ_{DNP}^k , on obtient le taux d'émission *effectif* de neutrons retardés dans le cœur^e.

Les DNP naissent en cœur, proportionnellement au taux de fission local (donc au flux d'après le modèle de cinétique) et à la fraction de leur famille β_{DNP}^k , puis sont transportés axialement lorsque la vitesse du sel v n'est pas nulle, et disparaissent par décroissance radioactive, potentiellement en-dehors du cœur. Leur bilan en cœur est donné par :

$$\frac{\partial}{\partial t} [c_{DNP}^k(r, z, t)] + \frac{\partial}{\partial z} [c_{DNP}^k v(r, z, t)] = \frac{\beta_{DNP}^k}{\Lambda} N(t) \frac{\phi(r, z)}{\iiint_V \phi(\mathbf{r}) d^3\mathbf{r}} - \lambda_{DNP}^k c_{DNP}^k(r, z, t) \quad (3.51)$$

On rappelle que l'on suppose l'absence de transfert radial de masse, et donc le bilan (3.51) ne contient pas de terme en $\partial/\partial r$. Dans un composant 1D, la coordonnée r et le terme source disparaissent. Le modèle de cinétique point pour un réacteur nucléaire à combustible statique, tel que décrit par exemple dans [2], n'est pas adapté pour représenter le phénomène de transport des précurseurs dans un réacteur à combustible liquide circulant, ce qui a motivé le développement du modèle CPZ.

Bilan de réactivité

Le terme de production de neutrons prompts du bilan (3.50) du modèle CPZ est identique à celui du modèle de cinétique point introduit au Chapitre 1, équation (1.4). Il nécessite le calcul de la réactivité ρ_n .

^e Le modèle MOSAICS diffère donc *a priori* des modèles analytiques présentés en Annexe A, car on effectue la pondération des neutrons retardés par une fonction d'importance neutronique w_{DNP} (discutée dans la suite).

Le bilan de réactivité, que l'on peut exprimer en pcm, prend en compte les contre-réactions thermiques dues à la dilatation du combustible et à l'effet Doppler :

$$\rho_n(t) = \rho_{ext}(t) + c_{Dop}(\tilde{T}(t) - T_{CPZ}^{ref}) + C_{dens}(\tilde{\rho}(t) - \rho(T_{CPZ}^{ref})) \quad (3.52)$$

Avec ρ_{ext} un terme représentant les apports ou retraits de réactivité externes (pcm), comme par exemple lors d'un accident ou lors de la mise en œuvre d'un dispositif de pilotage, c_{Dop} et C_{dens} les coefficients associés aux contre-réactions (pcm.°C⁻¹ et pcm.(kg.m⁻³)⁻¹), et T et ρ la température et la densité du sel. Ces deux grandeurs notées par le symbole ($\tilde{}$) sont des moyennes pondérées de leur champ en cœur, respectivement T et ρ , et comparées à une température de référence T_{CPZ}^{ref} en °C. La pondération en cœur se calcule tel que dans (3.53) :

$$\begin{cases} \tilde{T}(t) = \iiint_V w_T(\mathbf{r})T(\mathbf{r}, t)d^3\mathbf{r} \\ \tilde{\rho}(t) = \iiint_V w_\rho(\mathbf{r})\rho(T(\mathbf{r}, t))d^3\mathbf{r} \end{cases} \quad (3.53)$$

Avec w_T et w_ρ des coefficients de pondération fonctions du flux ϕ , et renormalisés pour que leurs intégrales soient égales à 1. Nous reviendrons ci-dessous sur ces coefficients.

On retiendra également pour la suite du manuscrit qu'une condition aux limites supplémentaire est donnée par le terme $\rho_{ext}(t)$: ce terme peut être utilisé pour étudier des accidents d'insertion de réactivité tels que dans [58], mais aussi des actions de pilotage du cœur.

La réactivité dans le modèle MOSAICS est positive à l'équilibre lorsque le réacteur produit de la puissance par fission, et que la vitesse du sel est non-nulle. En effet, cette sur-criticité apparente vient compenser le terme de puits de neutrons dans le cœur dû à la circulation, comme discuté dans l'Annexe A. La valeur de ρ_n à l'équilibre dépend donc de la vitesse du sel. En l'absence de circulation du sel ($v = 0$), on est dans le même cas que les réacteurs à combustible solide, et la réactivité est nulle ($\rho_n = 0$) à l'équilibre. A vitesse non-nulle, ρ_n est égale à la différence entre la fraction de neutrons retardés β_s et la marge à la criticité prompte, β_c , comme défini en Annexe A.

En fait, d'après le bilan (3.52), ρ_n est définie à une constante près : T_{CPZ}^{ref} . Dans cette thèse, le code MOSAICS a été modifié pour que T_{CPZ}^{ref} soit une donnée d'entrée. La valeur recommandée est celle qui permet de vérifier la proposition suivante : « la réactivité est nulle à l'équilibre en l'absence de circulation du sel, et de réactivité externe ($\rho_{ext} = 0$) ». En pratique, sans les pondérations des équations (3.53), elle serait égale au paramètre T_{R2P2}^{ref} du modèle R2P2 (paragraphe 3.2, bilan de réactivité (3.19)). T_{CPZ}^{ref} et T_{R2P2}^{ref} jouent le même rôle.

Importance neutronique

Dans le modèle CPZ, plusieurs fonctions de poids ont été introduites pour représenter l'effet d'une perturbation locale sur les bilans globaux : w_{DNP} pour l'équation (3.50), w_T et w_ρ pour l'équation (3.53). Rigoureusement, ces fonctions doivent être adaptées au réacteur étudié. Elles sont par exemple des données d'entrée du code CATHARE3 adapté aux réacteurs à sels fondus [92].

Dans cette thèse, on conserve les fonctions de MOSAICS qui suivent les hypothèses de [58], c'est-à-dire des fonctions simples du flux neutronique ϕ décrit dans l'équation (3.48) : $w_{DNP} \propto \phi$, $w_T \propto \phi^2$ et $w_\rho \propto \phi$. Les profils de contre-réaction ont été proposés et vérifiés dans [56] (pile cubique avec réflecteur) et dans la thèse de T. Le Meute [58] sur le MSFR. Cette hypothèse doit être vérifiée en perspective des travaux pour la modélisation d'un RSF à sel chlorure. En l'état, ces fonctions de poids sont uniquement déterminées par le flux, et donc par la géométrie du cœur et la distance d'extrapolation d_{ex} .

Puissance résiduelle

Enfin, une nouveauté de la thèse est l'inclusion de précurseurs de chaleur résiduelle (DHP, pour l'anglais Decay Heat Precursors) dans le code MOSAICS, qui calcule leur bilan comme suit :

$$\frac{\partial}{\partial t} [c_{DHP}^k(r, z, t)] + \frac{\partial}{\partial z} [c_{DHP}^k v(r, z, t)] = \frac{\beta_{DHP}^k}{\Lambda} N(t) \frac{\phi(r, z)}{\iiint_V \phi(\mathbf{r}) d^3\mathbf{r}} - \lambda_{DHP}^k c_{DHP}^k(r, z, t) \quad (3.54)$$

Avec c_{DHP}^k ($J \cdot m^{-3}$) la pseudo-concentration de DHP du groupe k et β_{DHP}^k (J) la chaleur libérée asymptotiquement par ce groupe suite à une fission. Notons que ce bilan est le même que pour les DNP. Du reste, on peut également facilement exprimer ce bilan en 1D et en 0D, pour le vase d'expansion du circuit combustible, en retirant le terme source.

Dans le cas d'un transitoire d'arrêt immédiat de la puissance de fission, cas limite d'une insertion très rapide d'une quantité importante d'antiréactivité, on peut considérer $N(t > 0) = 0$ et on intègre alors le bilan des DHP (3.54) sur l'ensemble du circuit combustible pour obtenir :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\iiint c_{DHP}^k d^3\mathbf{r} \right] + 0 = \iiint 0 \times d^3\mathbf{r} - \lambda_{DHP}^k \iiint c_{DHP}^k d^3\mathbf{r} \quad (3.55)$$

$$\frac{d}{dt} C_{DHP}^k(t) = -\lambda_{DHP}^k C_{DHP}^k(t) \quad (3.56)$$

Avec C_{DHP}^k (J) la quantité totale de chaleur stockée par les précurseurs du groupe k dans le circuit. Le bilan (3.56) est une équation différentielle du 1^{er} ordre simple, avec l'exponentielle pour solution. D'après la définition de la puissance résiduelle totale Eq. (3.33), on a donc :

$$P_{DH}(t) = P_{DH}^\infty + \sum_k^{N_{DHP}} P_{DH}^k(t) \quad (3.57)$$

$$P_{DH}(t) = P_{DH}^\infty + \sum_k^{N_{DHP}} P_{DH}^k(0) \exp(-\lambda_{DHP}^k t) \quad (3.58)$$

Les valeurs de P_{DH}^∞ , $P_{DH}^k(0)$ et λ_{DHP}^k sont donc des données d'entrée du code MOSAICS, qui peuvent être calculées à partir de codes d'évolution neutronique, comme présenté dans la thèse de M. Brovchenko [116]. Le code MOSAICS remonte automatiquement aux valeurs de β_{DHP}^k nécessaires au bilan (3.54), durant le calcul initial du régime permanent. On a en effet, pour un réacteur à l'équilibre produisant une puissance nucléaire totale P_{nuc} (W) :

$$\frac{P_{nuc}}{P_n} = \frac{P_{fiss}(0)}{P_n} + \frac{P_{DH}(0)}{P_n} = N(0) + \frac{P_{DH}(0)}{P_n} \quad (3.59)$$

De plus, l'intégration du bilan (3.54), pris pour $N(0)$ quelconque et au régime permanent donne :

$$0 = \beta_{DHP}^k \frac{N(0)}{\Lambda} \iiint \frac{\phi(\mathbf{r})}{\iiint_V \phi(\mathbf{r}') d^3\mathbf{r}'} d^3\mathbf{r} - \lambda_{DHP}^k C_{DHP}^k(0) \quad (3.60)$$

$$0 = \beta_{DHP}^k \frac{N(0)}{\Lambda} - \lambda_{DHP}^k C_{DHP}^k(0) \quad (3.61)$$

$$0 = \beta_{DHP}^k \frac{1}{\Lambda} \left(\frac{P_{nuc}}{P_n} - \frac{P_{DH}(0)}{P_n} \right) - P_{DH}^k(0) \quad (3.62)$$

La connaissance des autres paramètres d'entrée du modèle MOSAICS et la combinaison des équations (3.62) pour tous les groupes k des DHP permettent alors de calculer les valeurs de β_{DHP}^k , nécessaires pour effectuer les calculs de transitoire.

3.3.6. Bilan, limites et perspectives

Le code MOSAICS calcule, à partir de l'évolution temporelle de ces conditions aux limites, la température et la vitesse des fluides, les puissances nucléaire et de transfert thermique, ainsi que les concentrations en précurseurs DNP et DHP. Le schéma numérique de résolution est la méthode des volumes finis, avec le flux upwind [58].

Plusieurs hypothèses de modélisation ont été nécessaires pour aboutir au code MOSAICS, dont l'objectif est de simuler en un temps de calcul limité le fonctionnement général d'un RSF. Certaines hypothèses ou approximations sont assez fortes, notamment au niveau du cœur. De plus, certains phénomènes ne sont pas modélisés, tels que : la couche limite d'écoulement des fluides, la turbulence dans le cœur, les transferts thermiques avec le réflecteur, le rayonnement thermique, l'effet de la pression (notamment sur le gaz dans le SGHX).

Dans cette section, le modèle physique de MOSAICS a été présenté dans son intégralité, en listant les équations de thermohydraulique, thermique et neutronique. Les équations qui ont été ajoutées au modèle au cours de cette thèse ont été signalés au fur et à mesure. On propose ici de récapituler ce qui a été ajouté durant cette thèse :

- Suppression de valeurs par défaut de la modélisation
 - La géométrie des composants des circuits peut être définie librement
 - Les propriétés des fluides et matériaux utilisés sont maintenant à renseigner par l'utilisateur
- Extension du périmètre de modélisation
 - Le SCE est partiellement modélisé avec le SGHX et les conditions de gaz à ses bornes
 - Les conditions aux limites ont été redéfinies
- Ajout de nouveaux modèles
 - Précurseurs de chaleur résiduelle
 - Modèle thermique des parois des échangeurs
- Mise en place de correcteurs à action Proportionnelle-Intégrale-Dérivée (PID) pour réguler des grandeurs du réacteur lors d'études de pilotage

Les 5 conditions aux limites sont :

- La réactivité externe ρ_{ext}
- Le débit de sel combustible \dot{m}_{comb} ou bien le terme de pression motrice des pompes Δp_{pompes}^{comb}
- Le débit de sel intermédiaire \dot{m}_{int}
- Le débit de gaz \dot{m}_{gaz}
- La température froide du gaz T_{gaz}^{eSGHX}

Les correcteurs PID sont caractérisés par un couple grandeur réglée, commande. Les commandes sont les conditions aux limites précédemment citées, tandis que les actionneurs (modèles d'insertion d'absorbants, de vannes par exemple) ne sont pas modélisés – ce qui pourrait être une perspective dans un deuxième temps pour le code. Les régulations seront utilisées au Chapitre 5 du manuscrit, dans le cadre des études de pilotage sur un réacteur à sels fondus.

En l'état actuel du code, le modèle MOSAICS est assez proche des codes LiCore [59] et CATHARE3 [92] pour la neutronique : une comparaison entre ces codes pourrait être intéressante du point de vue de la vérification. T. Le Meute a effectué une comparaison de MOSAICS à LiCore durant sa thèse [58] sur le réacteur MSFR, tandis qu'une comparaison avec CATHARE3 a été initiée lors du stage de fin d'études de C. Razaire (stage au sein du laboratoire LCOS en 2024) [117]. Ces travaux de comparaison pourraient être approfondis dans la suite, sur plusieurs transitoires et sur d'autres concepts que le réacteur ARAMIS-P. De plus, le code CATHARE3 étant validé en-dehors des réacteurs à sels fondus, un couplage avec MOSAICS pourrait être envisagé, afin de pouvoir modéliser le SCE complet d'un réacteur à sels fondus : CATHARE3 peut en effet modéliser des cycles de Brayton [118].

Enfin, une comparaison avec un modèle de plus haute précision serait judicieuse pour évaluer les biais du couplage entre le modèle simplifié de CPZ et l'hypothèse thermohydraulique d'écoulement multi-1D, dans le cœur. A. Laureau a effectué une comparaison entre les codes LiCore et TFM-OpenFOAM durant sa thèse [84], montrant que LiCore peut reproduire dans une certaine mesure le comportement dynamique prédit par TFM-OpenFOAM pour différents transitoires de sur-refroidissement, en considérant les valeurs maximales atteintes de puissance, de réactivité et de taux de variation de température. Pour un accident d'insertion de 1000 pcm de réactivité en 0,1 s, les extrema de réactivité totale, puissance et température moyenne du cœur sont bien respectés [84]. Pour des transitoires de pilotage, *a priori* plus progressifs, on peut supposer que les écarts entre les modèles seraient moins importants. Finalement, les thèses d'A. Maître et de T. Vidril, démarrées en 2023, ont pour objectifs d'explorer certains phénomènes physiques évoqués ci-dessus et non-représentés dans MOSAICS, ce qui permettra d'évaluer leur importance pour simuler des transitoires dans un réacteur à sels fondus.

3.4. Méthodes et outils statistiques

Dans cette thèse, comme expliqué dans la méthodologie définie au Chapitre 2, on applique des méthodes d'analyse de sensibilité globale (ASG), afin d'identifier, pour une grandeur ou un résultat donné, les paramètres les plus influents.

Vue d'ensemble

L'ASG adopte généralement le formalisme des problèmes de propagation d'incertitudes sur des outils informatiques. Soit f une fonction scalaire, qui représente un modèle physique. Le modèle accepte n entrées ou paramètres, notées x_1, \dots, x_n , et permet de calculer une grandeur y . Le formalisme de la propagation d'incertitudes impose de travailler avec des variables aléatoires X_1, \dots, X_n suivant chacune une loi de distribution (étape B de la Figure 3.8), et on a une variable aléatoire $Y = f(X_1, \dots, X_n)$ de propriétés statistiques (densité de probabilité, espérance, variance...) inconnues.

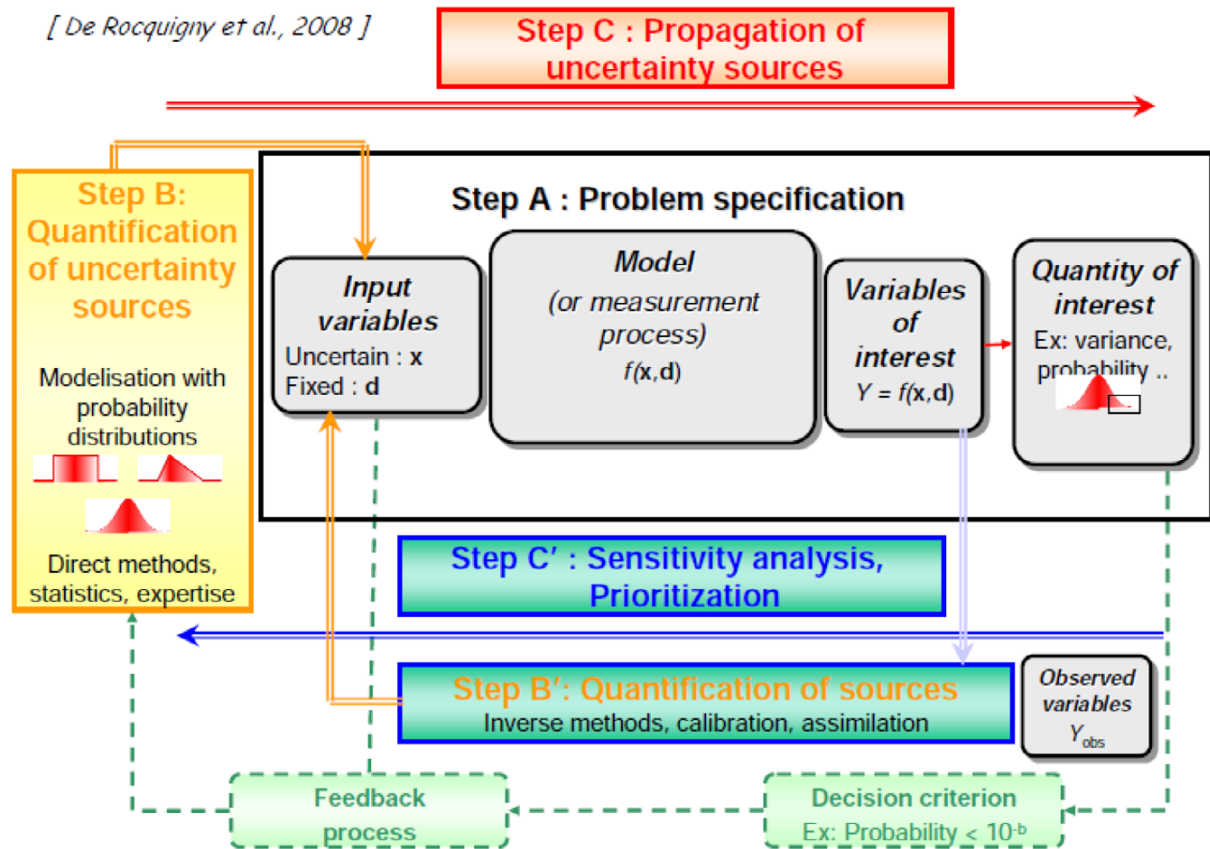


Figure 3.8 : Schéma général de l'analyse de sensibilité globale et des méthodes statistiques appliquées à des problèmes physiques [119]

Classiquement, l'analyse de sensibilité globale (ASG) consiste à estimer la variance de Y , à partir d'un échantillon de n_{ech} réalisations du code $(y^j)_{1 \leq j \leq n_{ech}}$, et à la décomposer en contributions attribuables à la variance des entrées X_1, \dots, X_n (étape C' de la Figure 3.8). Une méthode d'ASG consiste à calculer les indices de Sobol, directement interprétables en terme de poids d'une variable X_i sur la sortie Y . Cette méthode requiert néanmoins une taille d'échantillon très importante et est donc coûteuse, et on a généralement recours à un métamodèle \hat{f} qui mime le comportement du modèle physique f , tout en étant très rapide

d'exécution. Le métamodèle doit toutefois être entraîné sur une base d'apprentissage, et seulement si le nombre n de variables X_i (autrement dit la dimension du problème) est peu important ; si ce n'est pas le cas, un criblage ou « screening » est généralement effectué, ce qui permet de classer les X_i en « influents » et en « non-influents ». La méthode des indices HSIC (Hilbert-Schmidt Independence Criterion) [120] est un exemple pouvant permettre d'effectuer cette étape de criblage, bien que certains auteurs en fassent un usage plus avancé allant compléter ou remplacer les indices de Sobol. Les techniques introduites ici, avec les références correspondantes, sont détaillées dans la suite de la section.

Certaines références mettent également en œuvre plusieurs de ces techniques, on peut citer : l'article de B. Iooss et A. Marrel [121], la thèse d'A. Grange [21], ou encore l'article décrivant le code URANIE [122]. Ce code a d'ailleurs été utilisé dans cette thèse (version 4.7.0). Il est disponible en open-source à ce lien : <https://sourceforge.net/projects/uranie>. La documentation fournie avec le code est également une source générale expliquant l'ensemble des techniques utilisées dans la thèse.

Avant de détailler les méthodes, on peut donner un exemple pertinent pour cette thèse : le code MOSAICS permet de calculer, entre autres, la réactivité à l'équilibre ρ_n . Cette variable dépend des paramètres neutroniques et du débit de combustible. On peut par exemple poser $x_1 = \beta_s$ et $x_2 = \dot{m}_{comb}$, se donner un couple de valeurs (x_1, x_2) , lancer un calcul MOSAICS, et enfin récupérer la valeur de ρ_n à l'équilibre, ce qui donne un point $y = f(x_1, x_2)$. Le paramètre β_s possède une incertitude, tandis que \dot{m}_{comb} pourrait varier en-dessous de sa valeur nominale pour essayer différentes stratégies de pilotage ; on a alors deux distributions X_1 et X_2 . L'ASG consiste à lancer plusieurs calculs MOSAICS, ce qui permet d'avoir une distribution empirique de Y , soit un échantillon de valeurs de réactivité à l'équilibre. Les techniques d'ASG permettront finalement de conclure si les deux paramètres ont de l'influence ou non, et de les hiérarchiser. On peut chercher enfin à visualiser les valeurs échantillonnées (y^j) en fonction de celles de son paramètre le plus influent (x_i^j), pour interpréter physiquement la relation entre Y et X_i .

Echantillonnage

Le modèle f dont on dispose étant *a priori* coûteux, on cherche à limiter le nombre d'appels au code, et donc la taille de l'échantillon. On choisit donc une méthode d'échantillonnage, qui permet d'obtenir un *plan d'expérience*. Une façon naturelle de procéder est de tirer aléatoirement les échantillons des X_i selon leur loi : on parle de « pur Monte-Carlo », ou en anglais de « Simple Random Sampling (SRS) ». C'est le plan d'expérience qui est nécessaire pour calculer les indices de Sobol, avec un grand nombre d'échantillons. En revanche, pour de petits échantillons et donc un faible nombre de tirages de variables aléatoires, le plan d'expérience pur Monte-Carlo ne garantit pas une « bonne » répartition des points ; certaines zones peuvent être tirées avec moins de points qu'une autre zone avec la même densité de probabilité, par exemple. Ce risque diminue effectivement avec la taille de l'échantillon, toutefois pour limiter n_{ech} , on utilise dans cette thèse le plan d'expérience de type hypercube latin (LHS pour l'anglais « Latin Hypercube Sampling »). La Figure 3.9 illustre les différences.

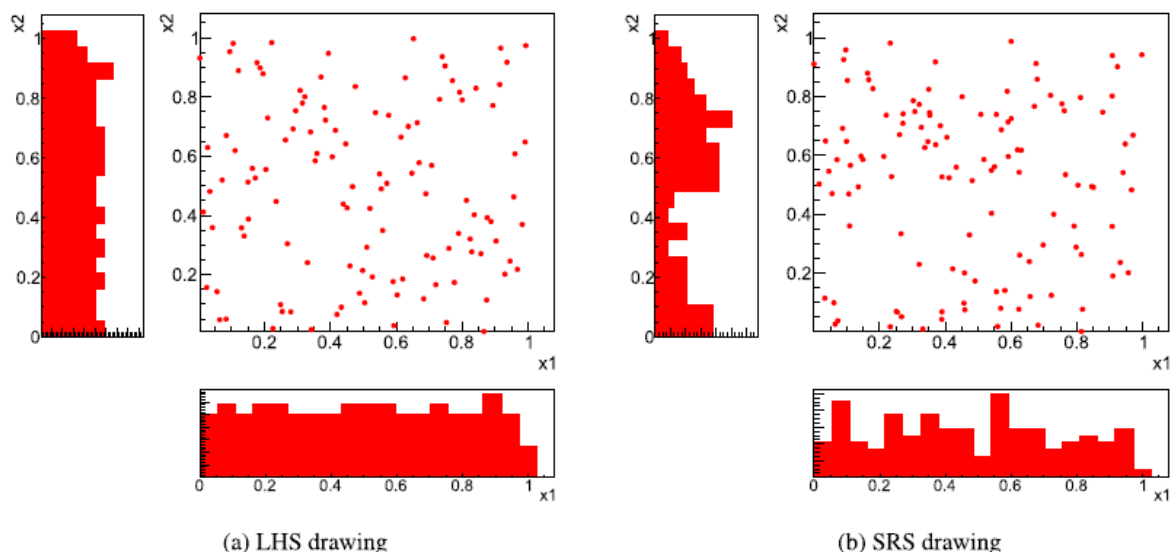


Figure 3.9 : Comparaison de plans d'expérience LHS et pur Monte-Carlo (SRS), adaptée de [122]

Les plans d'expérience LHS sont décrits dans toutes les références générales précédemment citées : [121], [21], [122].

Criblage avec la méthode des indices HSIC

Cette méthode est un exemple de mesure de dépendance, c'est-à-dire que la valeur associée au couple (X_k, Y) est nulle si et seulement si X_k et Y sont indépendants [123].

L'idée est de généraliser la notion de covariance de deux variables aléatoires, que l'on peut exprimer :

$$Cov(X_k, Y) = \mathbb{E}(X_k \times Y) - \mathbb{E}(X_k)\mathbb{E}(Y) \quad (3.63)$$

Si X_k et Y sont indépendantes, alors leur covariance est nulle, mais la réciproque n'est pas vraie. Pour pallier ce caractère non bijectif, la référence [120] propose une grandeur $HSIC(X_k, Y)$ définie comme la norme d'Hilbert-Schmidt d'un opérateur de covariance croisée ; les détails ne sont pas donnés ici, mais on obtient la propriété suivante intéressante :

$$HSIC(X_k, Y) = 0 \Leftrightarrow X_k, Y \text{ indépendantes} \quad (3.64)$$

Cette grandeur est également définie par rapport au choix d'un noyau, que nous n'expliquerons pas ici : nous indiquons seulement avoir utilisé le noyau gaussien au Chapitre 6, section 6.2, pour les calculs d'indices HSIC.

S. Da Veiga [20] propose d'utiliser une grandeur plus facilement interprétable :

$$\mathcal{R}_{HSIC}^2(X_k, Y) = \frac{HSIC(X_k, Y)}{\sqrt{HSIC(X_k, X_k)HSIC(Y, Y)}} \quad (3.65)$$

En effet, l'indice \mathcal{R}_{HSIC}^2 est compris entre 0 et 1. Qualitativement, plus il est élevé, et plus X_k a de l'influence sur Y , mais la valeur obtenue n'est pas directement interprétable en terme de poids. De même, une « faible » valeur de l'indice \mathcal{R}_{HSIC}^2 n'implique pas l'indépendance, si elle

est non nulle. En pratique, il s'agit de déterminer si une valeur obtenue est « assez faible », ou non, pour considérer que X_k et Y sont indépendants, ou en tout cas que X_k a peu d'influence sur Y ; c'est l'objectif du criblage. Pour cela, on émet l'hypothèse nulle H_0 suivante : « X_k et Y sont indépendantes », et on effectue un test statistique tel que décrit dans [124]. On aboutit à une valeur de probabilité de rejeter l'hypothèse H_0 alors qu'elle est vraie, que l'on note p_{valeur} , et on se donne dans cette thèse un seuil α tel que nous considérerons que X_k n'a pas d'influence sur Y si $p_{valeur} \leq \alpha$, ou $1 - p_{valeur} \geq 1 - \alpha$. Dans cette thèse, on choisit classiquement 0,05 pour α ; c'est le critère de criblage qui nous permettra de sélectionner les $n_l \leq n$ entrées $X_{i_1}, \dots, X_{i_{n_l}}$ parmi l'ensemble X_1, \dots, X_n , afin de réduire la dimension du problème.

Calcul des indices de Sobol

Les indices de Sobol sont aussi utilisés pour déterminer l'influence des paramètres X_1, \dots, X_n sur Y , et sont généralement plus courants que les indices HSIC. L'analyse se base sur la *décomposition de la variance* de Y , $Var(Y)$, dans le cas où les X_i sont indépendants. L'idée est d'exprimer la variance de Y comme une somme de contributions de toutes les combinaisons possibles des X_i , puisqu'aucune hypothèse n'est faite sur la nature du modèle f . Les indices de Sobol du 1^{er} ordre, notés S_i , sont les coefficients associés aux combinaisons les plus élémentaires, où un seul X_i à la fois est considéré. Les indices de Sobol d'ordre total, notés S_{T_i} , sont les coefficients associés à la somme des contributions de toutes les combinaisons contenant X_i .

Par exemple, pour le modèle $Y = f(X_1, X_2) = 3X_1 + \sqrt{X_1 X_2}$, X_1 a une influence sans interaction sur Y par le terme $3X_1$, et une influence avec interaction avec X_2 par le deuxième terme. Puisque X_1 possède une interaction, $S_{T_1} > S_1 > 0$. X_2 seul n'a pas d'influence directe : $S_2 = 0$, mais $S_{T_2} > 0$.

On cherche maintenant à définir S_i et S_{T_i} . On reprend l'explication de la documentation du code open-source URANIE. Soit x_i une valeur que peut prendre la variable aléatoire, ou entrée, X_i . La fonction qui à chaque x_i associe la valeur $\mathbb{E}(Y|X_i = x_i)$ est aussi une variable aléatoire, notée $\mathbb{E}(Y|X_i)$: c'est l'espérance conditionnelle de Y par rapport à X_i . On définit S_i comme :

$$S_i = \frac{Var(\mathbb{E}(Y|X_i))}{Var(Y)} \quad (3.66)$$

En fait, on peut aussi définir $S_{i,j}$, l'indice de Sobol du 2^{ème} ordre qui prend en compte les interactions de X_i et X_j , mais à son tour $S_{i,j}$ ne représente pas les interactions entre X_i , X_j , et une troisième entrée X_k . Au total, $2^n - 1$ indices de Sobol S_l (où l désigne une combinaison quelconque d'indices) peuvent être calculés, ce qui complexifie l'interprétation. C'est pour cela qu'on préfère généralement sommer tous les indices d'un paramètre X_i , ce qui donne son indice de Sobol d'ordre total S_{T_i} :

$$S_{T_i} = \sum_{k \in \#i} S_k = 1 - S_{\bar{i}} \quad (3.67)$$

En notant $\#i$ et \bar{i} l'ensemble des combinaisons d'indices qui contiennent i , et qui ne contiennent pas i , respectivement.

Dans l'exemple précédent à $n = 2$, les combinaisons possibles des indices sont : $\{1\}$, $\{2\}$ et $\{1,2\}$. Ainsi $S_{T_1} = 1 - S_2 = 1$, puisque X_2 n'a aucune influence directe, et donc $S_1 < 1$. On a aussi $S_{T_2} = S_{T_1} - S_1$, et donc $\sum S_{T_i} = 2 - S_1$. De manière plus générale :

- $\sum S_i \leq 1$
- $\sum S_{T_i} \geq 1$, à cause des multiples comptes ($S_{1,2}$ est par exemple inclus 2 fois dans la somme).
- $\sum S_i = 1 \Rightarrow \sum S_{T_i} = 1$. C'est le cas où f est une somme de contributions individuelles de chaque entrée, par exemple $3X_1 + \sqrt{X_2}$.
- $1 - \sum S_i$ est une grandeur qui quantifie la présence d'interactions.
- $S_{T_i} - S_i$ est une grandeur qui quantifie les interactions du paramètre X_i .

Cette interprétabilité est un des avantages de la méthode des indices de Sobol pour l'analyse de sensibilité. L'inconvénient principal de cette méthode est son coût de calcul pour estimer les indices, en général 10^4 à 10^6 appels au modèle.

Construction d'un métamodèle

Généralement, on a recours à un modèle de substitution ou métamodèle, afin de remplacer les appels à un code de calcul (i.e. MOSAICS) par une fonction plus simple. C'est ce que recommande [121], et un exemple de calcul d'indices de Sobol avec des métamodèles est disponible dans [21].

Dans cette dernière référence, on peut trouver une explication accessible des modèles de substitution disponibles, tout comme dans la documentation d'URANIE. Dans cette thèse, la technique des Processus Gaussiens (PG) est utilisée au Chapitre 5, paragraphe 5.3.2 et fournit de bons résultats, elle est donc brièvement explicitée ici. Une illustration du principe de ce métamodèle, tirée de [21], est donnée par la Figure 3.10.

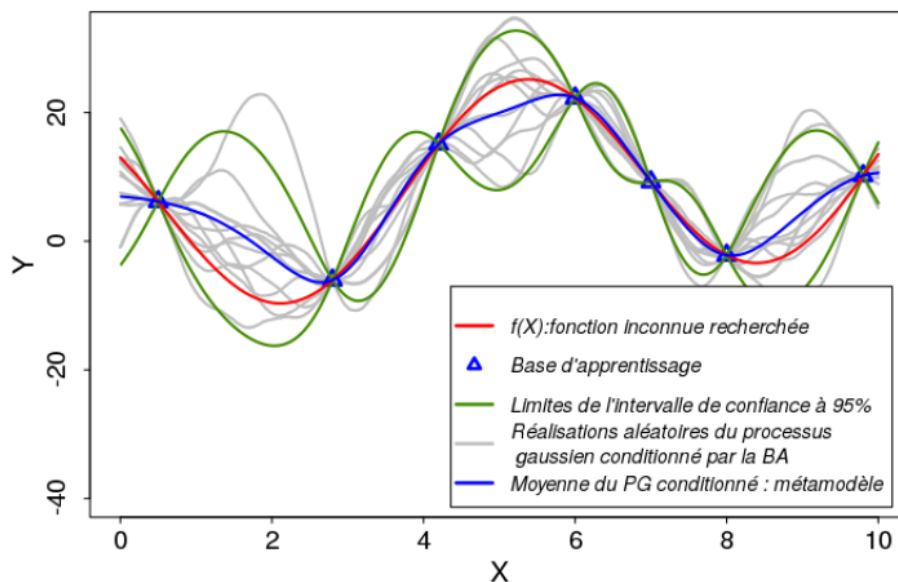


Figure 3.10 : Exemple de Processus Gaussien (PG) permettant d'approximer la fonction f à partir d'un nombre fini de points de la base d'apprentissage (BA) – issu de [21]

Sur la Figure 3.10, la fonction f du modèle physique en rouge est évaluée en quelques points, les triangles bleus. Un Processus Gaussien est conditionné à ces points, qui constituent la base d'apprentissage (BA). Le PG est une sorte de variable aléatoire, fournissant non pas des scalaires mais des fonctions passant par tous les points de la BA. En gris, on trouve différentes réalisations du PG. La moyenne des réalisations du PG, en bleu, constitue le métamodèle finalement retenu \hat{f} , pour remplacer les appels directs à la fonction physique f . On peut également estimer un niveau de confiance pour chaque point que prédit le métamodèle, en se basant sur les courbes vertes, qui donnent l'intervalle dans lequel on trouve 95% des valeurs données en ce point par l'ensemble des réalisations du PG. Entre les deux premiers points de la BA par exemple, autour de $X = 2$, le métamodèle est moins précis pour reproduire f , mais c'est également un point où l'intervalle de confiance est large, et qui comprend effectivement la fonction physique. Les points où les largeurs d'intervalle de confiance sont les plus importantes sont ceux qui permettront d'améliorer d'autant mieux le métamodèle, si on décide d'élargir la BA en effectuant de nouvelles mesures ou calculs avec le modèle physique f .

Le métamodèle obtenu, qu'il soit un processus gaussien comme dans cette thèse ou non, doit ensuite être vérifié. Pour cela, on peut utiliser une base de test, constituée de points supplémentaires fournis par le modèle physique (par exemple MOSAICS) et qui n'ont pas été utilisés pour entraîner le métamodèle. Autrement dit, la base de test et la base d'apprentissage sont disjointes. La Figure 3.11 donne un exemple issu de ces travaux, où le métamodèle (un processus gaussien) a été entraîné pour prédire le comportement de la grandeur $T_{comb}^{SC}(\infty)$ calculée par MOSAICS, c'est-à-dire la température de sortie du cœur au régime permanent, pour plusieurs jeux de conditions aux limites de commande.

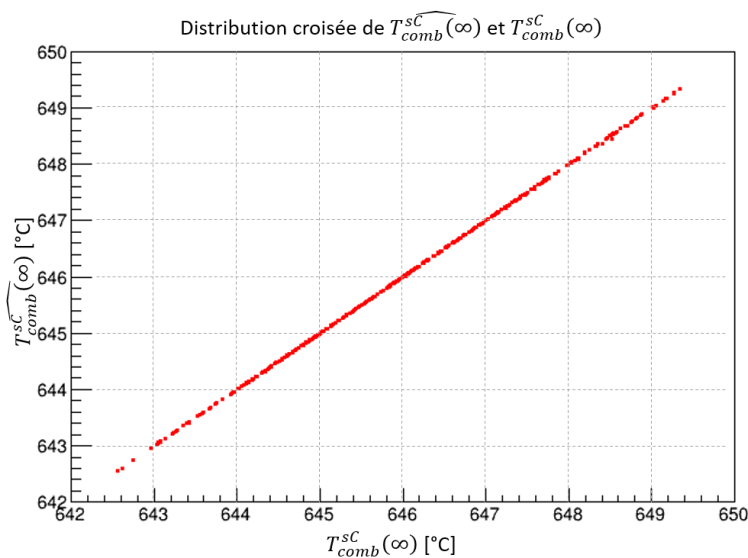


Figure 3.11 : Prédications du métamodèle en fonction des résultats du modèle physique, sur la base de test

L'estimateur, calculé par le métamodèle, est noté $\widehat{T_{comb}^{SC}(\infty)}$. Dans la Figure 3.11, les prédictions de l'estimateur sont en très bon accord avec les valeurs de $T_{comb}^{SC}(\infty)$ de la base de test (les points sont très proches de la droite unité). Le métamodèle peut être donc utilisé à la place du modèle physique, ce qui est particulièrement intéressant pour le calcul des indices de Sobol et l'analyse de sensibilité globale. Un exemple de calcul d'indices de Sobol sera donné au Chapitre 5, paragraphe 5.3.2, lors de l'application de la sous-méthodologie SM2.

A retenir du chapitre

- La méthodologie présentée au Chapitre 2 est appliquée dans les Chapitres 4, 5 et 6, et le présent Chapitre 3 introduit les différents outils et codes utilisés dans la suite. Pour la sous-méthodologie SM1 de pré-dimensionnement (Chapitre 4), les codes de calcul ATOS et CYCLOP ont été présentés. Pour l'étude du pilotage et de la dynamique du réacteur (Chapitres 5 et 6), les codes R2P2 et MOSAICS ont été détaillés. Enfin, les outils statistiques du code URANIE pour l'analyse de sensibilité globale (Chapitres 5 et 6) ont été présentés. Le Chapitre 3 contient donc les hypothèses de référence des calculs effectués dans les chapitres ultérieurs.
- Le code ATOS permet d'effectuer le pré-dimensionnement thermohydraulique de composants des circuits combustible et intermédiaire. Par ailleurs, la présente thèse a contribué au développement du code. Une méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques a été présentée pour expliciter l'outil, et elle sera utilisée dans le Chapitre 4. Le code CYCLOP permet quant à lui de modéliser un système de conversion d'énergie (SCE) et d'en optimiser le rendement thermodynamique.
- Le code R2P2 a été élaboré dans cette thèse pour calculer rapidement et de façon simplifiée les états d'équilibre d'un réacteur à sels fondus. Il servira notamment à la définition de stratégies de pilotage dans le Chapitre 5.
- Le code MOSAICS, dont le développement a démarré avec la thèse de T. Le Meute [58], est utilisé pour modéliser les transitoires de fonctionnement normal (Chapitre 5) et accidentel (Chapitre 6). Le code couple la thermohydraulique à l'échelle système (1D) à la neutronique (cinétique point par zone). La description complète du code a été effectuée, puisque de nouveaux développements importants ont été réalisés au cours de la présente thèse. En particulier :
 - Le périmètre de modélisation s'étend désormais du cœur à l'échangeur SGHX, entre le circuit intermédiaire et le SCE
 - L'inertie thermique des échangeurs IHX et SGHX est modélisée
 - La puissance résiduelle est modélisée via des précurseurs de chaleur résiduelle transportés dans le circuit combustible et un terme constant
 - Des correcteurs PID ont été implémentés
- Les outils statistiques nécessaires à l'analyse de sensibilité globale (ASG) ont été introduits. En particulier, le criblage a été présenté, basé sur l'échantillonnage d'un plan d'expérience LHS et la méthode des indices HSIC. Cette étape permet de sélectionner les données d'entrée les plus influentes sur un modèle physique. Les indices de Sobol permettent quant à eux de quantifier cette influence et d'établir une hiérarchie, mais leur coût de calcul élevé rend nécessaire l'utilisation de métamodèles. Toutes les notions introduites ont été appliquées avec l'outil URANIE.

Chapitre 4. Pré-dimensionnement du réacteur ARAMIS-P

Ce chapitre présente le réacteur à sels fondus ARAMIS-P étudié au CEA, dont une esquisse a été réalisée en amont des travaux de thèse. Ces travaux sont replacés dans le cadre de la méthodologie globale proposée dans la thèse, au niveau de la sous-méthodologie SMI. La SMI est appliquée et l'esquisse du réacteur est complétée, afin d'étudier son pilotage dans les chapitres suivants.

Table des matières

4.1. Configuration de référence du réacteur ARAMIS-P	94
4.1.1. Vue d'ensemble	94
4.1.2. Pré-dimensionnement neutronique	95
4.1.3. Pré-dimensionnement thermohydraulique et point de fonctionnement nominal ...	96
4.2. Discussion sur les volumes de sel combustible et pré-dimensionnement des IHX à plaques	99
4.2.1. Analyse des volumes de sel combustible	99
4.2.2. Analyse des résultats de pré-dimensionnement de l'IHX à plaques lisses	100
4.3. Pré-dimensionnement du circuit intermédiaire et du SCE.....	103
4.3.1. Généralités sur le circuit intermédiaire d'ARAMIS-P.....	103
4.3.2. Pré-conception d'un système de conversion d'énergie.....	103
4.3.3. Pré-dimensionnement de l'échangeur SGHX	105
4.3.4. Remontage final du circuit intermédiaire	106
4.4. Etude d'options alternatives pour la conception d'ARAMIS-P	108
4.4.1. Discussion générale sur les leviers d'amélioration du concept	108
4.4.2. Etude d'échangeurs IHX alternatifs.....	109
4.5. Conclusion	113

4.1. Configuration de référence du réacteur ARAMIS-P

Dans cette section, le cas d'application de la sous-méthodologie SM1 (paragraphe 2.2.2) est introduit. Le concept ARAMIS-P (Advanced Reactor for Actinide Management In Salt – Plutonium)[45] est un réacteur à sels fondus dont l'objectif est de consommer du plutonium issu du retraitement de combustibles REP usés. Certaines options technologiques de conception sont similaires à l'esquisse qui sera réalisée dans le cadre du projet ISAC (incorporant de l'américium en plus du plutonium dans le sel combustible), permettant d'appliquer la méthodologie à un concept proche. Le pré-dimensionnement neutronique et thermohydraulique du circuit combustible d'ARAMIS-P, prévu au début de la sous-méthodologie SM1, a été effectué majoritairement en amont de cette thèse. Les principaux choix technologiques sont discutés dans le paragraphe 4.1.1, et les résultats amont de pré-dimensionnement du concept étudié liés à la neutronique et à la thermohydraulique sont présentés aux paragraphes 4.1.2 et 4.1.3, respectivement.

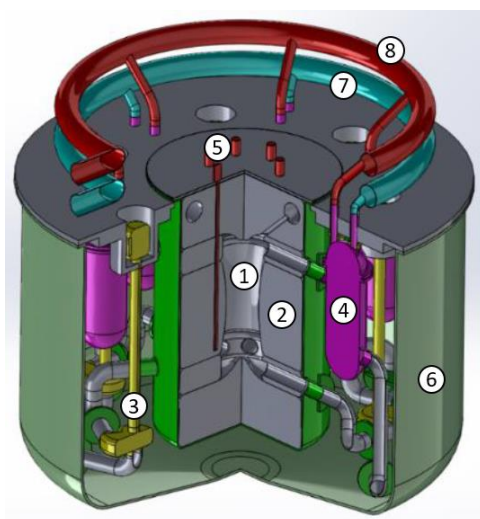
4.1.1. Vue d'ensemble

Une maquette CAO du réacteur ARAMIS-P est présentée sur la Figure 4.1. Dans le cadre de la thèse, un circuit intermédiaire et un système de conversion d'énergie (SCE) ont été définis. Une schématisation des circuits combustible et intermédiaire est proposée Figure 4.2. Les principales options technologiques sur lesquelles repose la conception du réacteur sont listées dans le Tableau 4.1.

Choix technologiques
Puissance thermique : 300 MW
Puissance volumique thermique : 250 MW/m ³
Sel combustible : NaCl-MgCl ₂ -PuCl ₃
Sel intermédiaire : NaCl-MgCl ₂
Réflecteur neutronique : MgO
Enrichissement isotopique du chlore en ³⁷ Cl : 99%
Cœur : géométrie cylindrique (Hauteur/Diamètre = 2)
Echangeur IHX : tubes en U et calandre
Position des pompes du circuit combustible : branche froide
Nombre de boucles : 6

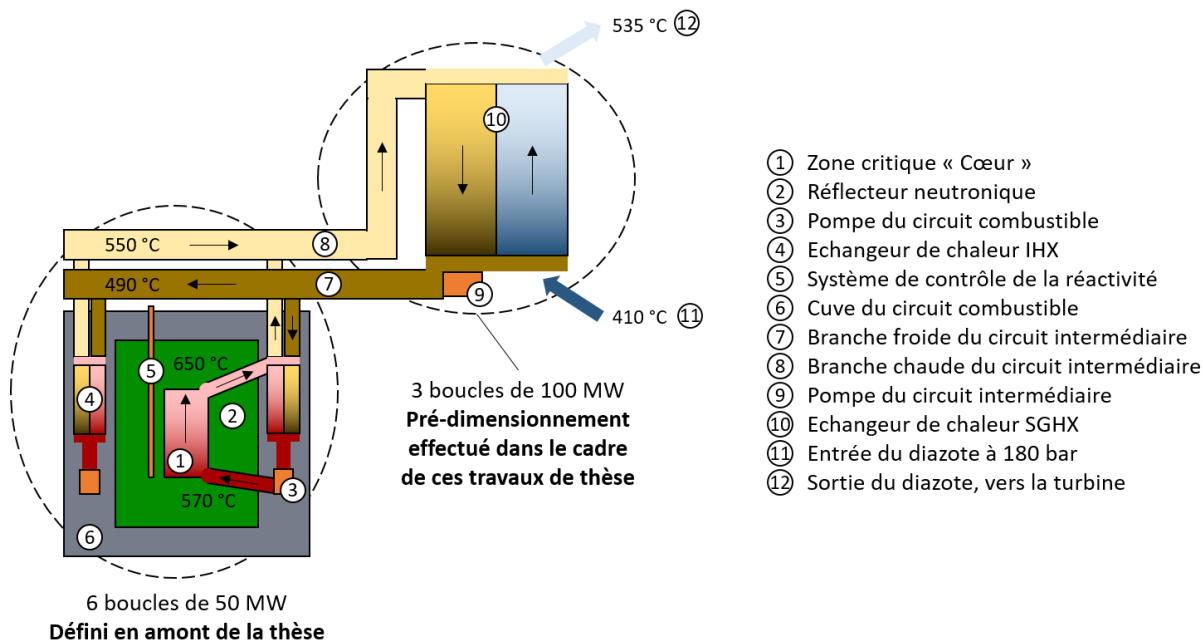
Tableau 4.1: Principaux choix technologiques pour l'esquisse d'ARAMIS-P

Le combustible d'ARAMIS-P est un sel chlorure NaCl-MgCl₂-PuCl₃ produisant une puissance de 300 MWth à l'état nominal dans la zone critique (Figure 4.2 – repère 1). La réactivité est pilotée par un système de contrôle (repère 5) situé en périphérie du cœur (repère 2), qui n'a pas été dimensionné (perspective d'application de la sous-méthodologie SM3). Il n'est pas envisagé de système de bullage en bas du cœur pour évacuer certains produits de fission. Le sel combustible circule dans 6 boucles grâce à l'action des pompes (repère 3), situées en branche froide à 570 °C, et le sel chaud à 650 °C transfère sa chaleur dans les IHX (repère 4) au sel intermédiaire en NaCl-MgCl₂.



- ① Zone critique « Cœur »
- ② Réflecteur neutronique
- ③ Pompe
- ④ Echangeur de chaleur IHX
- ⑤ Système de contrôle de la réactivité
- ⑥ Cuve du circuit combustible
- ⑦ Branche froide du circuit intermédiaire
- ⑧ Branche chaude du circuit intermédiaire

Figure 4.1 : Projection de la maquette CAO du circuit combustible d'ARAMIS-P



- ① Zone critique « Cœur »
- ② Réflecteur neutronique
- ③ Pompe du circuit combustible
- ④ Echangeur de chaleur IHX
- ⑤ Système de contrôle de la réactivité
- ⑥ Cuve du circuit combustible
- ⑦ Branche froide du circuit intermédiaire
- ⑧ Branche chaude du circuit intermédiaire
- ⑨ Pompe du circuit intermédiaire
- ⑩ Echangeur de chaleur SGHX
- ⑪ Entrée du diazote à 180 bar
- ⑫ Sortie du diazote, vers la turbine

Figure 4.2 : Schématisation des circuits de sel (combustible et intermédiaire) d'ARAMIS-P

Les pompes des 3 boucles du circuit intermédiaire (Figure 4.2 – 9) acheminent le sel à 490 °C vers les 6 IHX et le sel à 550 °C vers le SGHX (Figure 4.2 – 10) pour transmettre la chaleur au diazote N₂ à 180 bar, choisi comme fluide de travail du SCE sur la base des études du RNR-Na ASTRID [18]. Le système de conversion d'énergie est un cycle de Brayton avec régénération, d'un rendement thermodynamique de 41,3% générant 124 MW d'électricité. La conception du SCE fait l'objet de la section 4.3.

4.1.2. Pré-dimensionnement neutronique

Conformément à la description de la SM1 au paragraphe 2.2.2, le pré-dimensionnement neutronique du cœur permet d'assurer la criticité à l'état nominal, qui dépend dans ce cas de la température moyenne, de la géométrie et des dimensions du cœur et du réflecteur en MgO (Figure 4.2 – 2) ainsi que de la composition en trichlorure de plutonium du sel. La composition

du sel a un impact sur ses propriétés physiques, sur lesquelles reposent le dimensionnement thermohydraulique des composants du circuit combustible, ainsi que sur les températures d'eutectique, de précipitation/gel et de vaporisation/ébullition du sel. De plus, dans le cas d'ARAMIS-P, l'élément chlore, composé à l'état naturel d'environ 75% de ^{35}Cl et 25% de ^{37}Cl , est enrichi en ^{37}Cl . Le but est de réduire le taux de production de ^{36}Cl (isotope radioactif à très longue durée de vie) à partir de captures neutroniques du ^{35}Cl . L'enrichissement modifie légèrement la densité des sels – le sel intermédiaire NaCl-MgCl_2 peut également être enrichi en ^{37}Cl car il est exposé à un flux de neutrons résiduels au niveau de l'IHX et s'active potentiellement. Ces itérations ont été effectuées en amont de la thèse, et ont donné lieu aux résultats suivants. Les paramètres neutroniques d'ARAMIS-P sont listés dans le Tableau 4.2, pour le réacteur en début de vie, sauf pour la puissance résiduelle : celle-ci est prise à une valeur hypothétique et pénalisante, basée sur celle du MSFR calculée dans la référence [116].

Paramètre	Unité	Notation	Valeur
Coefficient de contre-réaction Doppler	pcm. $^{\circ}\text{C}^{-1}$	c_{Dop}	-0,3
Coefficient de contre-réaction densité (en masse volumique)	pcm. $(\text{kg.m}^{-3})^{-1}$	c_{dens}	16
Coefficient de contre-réaction densité (en température)	pcm. $^{\circ}\text{C}^{-1}$	c_{dens}	-8,0
Fraction de neutrons retardés	pcm	β_s	300
Fraction de neutrons retardés disponible en cœur (circulation)	pcm	β_c	70
Temps de génération	s	Λ	$1,3 \times 10^{-4}$
Puissance résiduelle à l'équilibre	%Pn	P_{DH}	5,5

Tableau 4.2 : Paramètres neutroniques d'ARAMIS-P

La fraction de neutrons retardés disponible en cœur du fait de la circulation β_c est inférieure à β_s , conformément aux spécificités physiques des RSF listées dans le Chapitre 1, paragraphe 1.2.2, et à la discussion de l'Annexe A. Dans le cas d'ARAMIS-P, la différence est un facteur 4. Le coefficient de contre-réaction global $c_{Dop} + c_{dens}$, dominé par l'effet de densité, est négatif, à environ -8,3 pcm. $^{\circ}\text{C}^{-1}$.

4.1.3. Pré-dimensionnement thermohydraulique et point de fonctionnement nominal

Le pré-dimensionnement thermohydraulique des autres composants du circuit combustible, ainsi que de l'architecture générale, a été effectué avant la thèse. Pour simplifier les études de conception et pour répondre à des contraintes de modélisation avec MOSAICS (utilisé dans le cadre de la sous-méthodologie SM2, dans les chapitres suivants), les échangeurs IHX utilisant une technologie à tubes en U et calandre ont été remplacés par des échangeurs à plaques lisses. La méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques utilisée dans la thèse est décrite avec le code ATOS, au Chapitre 3, paragraphe 3.1.1. Les résultats sont donnés lors de la discussion dédiée au paragraphe 4.2.2. Le point de fonctionnement choisi, dont dépend le dimensionnement, doit permettre d'assurer suffisamment de marge durant les transitoires du réacteur. Il est inchangé par rapport au réacteur ARAMIS-P de référence, et a été complété dans cette thèse par le système de conversion d'énergie. Le point de fonctionnement est représenté par la Figure 4.3.

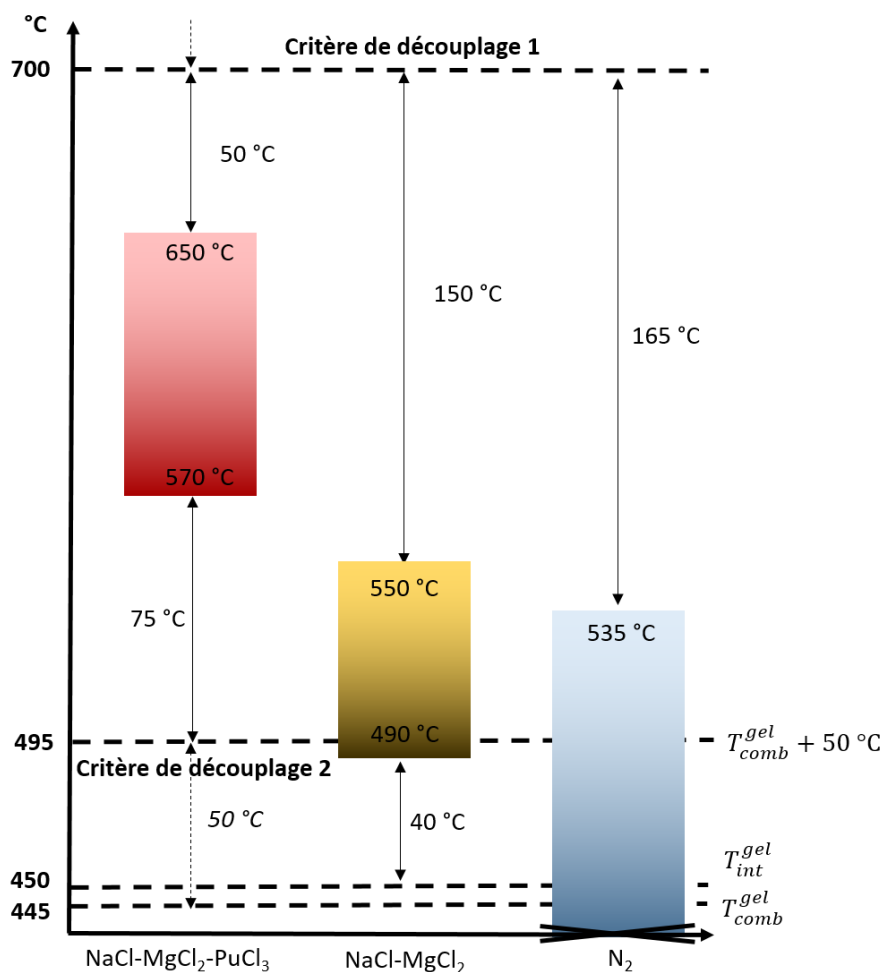


Figure 4.3 : Schéma des températures de dimensionnement et des marges associées

A ce stade des connaissances sur les matériaux compatibles avec les sels chlorures à haute température, et leur limite de fluage, un premier critère de découplage de 700 °C a été arbitrairement choisi pour la température des sels. De plus, étant donné l'incertitude sur la température de gel du sel combustible estimée à 445 °C, un deuxième critère de découplage à 495 °C a été retenu. D'après le schéma Figure 4.3, une marge de 50 °C est disponible pour le sel combustible vis-à-vis du premier critère en fonctionnement nominal, et elle est plus importante pour les autres circuits. Une marge de 75 °C est disponible sur le deuxième critère de découplage. Enfin, une marge de 40 °C a été retenue vis-à-vis de la solidification du sel intermédiaire. Notons que le diazote n'impose pas de limite inférieure à la température.

Propriété	Unité	Notation	Sel combustible	Sel intermédiaire	Diazote (180 bar)
Température de gel	°C	T^{gel}	445	450	-
Température nominale	°C	-	610	520	473
Masse volumique	kg.m ⁻³	ρ	1950	1750	76
Dilatabilité	kg.m ⁻³ .°C ⁻¹	α	-0,50	-0,47	-0,10
Capacité calorifique	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹	c_p	940	1080	1139
Viscosité	Pa.s	μ	2,0 10 ⁻³	2,2 10 ⁻³	3,5 10 ⁻⁵
Conductivité thermique	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹	λ	0,5	0,5	0,055
Nombre de Prandtl	-	Pr	3,8	4,8	0,7

Tableau 4.3 : Propriétés thermophysiques des fluides d'ARAMIS-P. Les valeurs sont données aux températures moyennes de fonctionnement

Chapitre 4

Ces marges seront discutées plus en détail dans la suite du manuscrit ; à ce stade de la conception, elles ont été choisies pour maximiser l'écart de température entre les deux sels, représenté par la moyenne logarithmique des différences de température aux deux extrémités de l'échangeur, notée $\Delta T_{\text{Log}_{IHX}}$. Ceci permet de minimiser la surface d'échange de l'IHX, pour limiter le diamètre total de la cuve (Figure 4.2 – 6) et le volume de sel combustible mobilisé dans le circuit. Les propriétés physiques utilisées pour le pré-dimensionnement thermohydraulique sont listées dans le Tableau 4.3. Les résultats sont dans le Tableau 4.4.

Paramètre	Unité	Notation	Valeur
Puissance thermique	MW	P	300
Puissance volumique cœur	MW/m ³	P_{vol}	250
Volume du cœur (zone critique)	m ³	V_{ZC}	1,2
Température branche chaude – circuit combustible	°C	T_{comb}^{BC}	650
Température moyenne – sel combustible	°C	T_{comb}	610
Température branche froide – circuit combustible	°C	T_{comb}^{BF}	570
Echauffement – sel combustible	°C	ΔT_{comb}	80
Température chaude – sel intermédiaire	°C	T_{int}^{BC}	550
Température froide – sel intermédiaire	°C	T_{int}^{BF}	490
Echauffement – sel intermédiaire	°C	ΔT_{int}	60
Ecart de température IHX (moyenne logarithmique)	°C	$\Delta T_{\text{Log}_{IHX}}$	89,7
Volume des 6 IHX – circuit combustible	m ³	V_{comb}^{IHX}	1,9
Différence d'altitude échangeur – cœur	m	Δz_{comb}	0,5
Volume branche chaude – circuit combustible	m ³	V_{comb}^{BC}	0,55
Volume branche froide – circuit combustible ^f	m ³	V_{comb}^{BF}	1,85
Pertes de charge – circuit combustible	bar	Δp_{comb}	1,7
Puissance mécanique des pompes	MW	p_{pompes}^{comb}	0,3
Volume des pompes – sel combustible	m ³	V_{comb}^{pompes}	1,2
Volume de sel combustible dans le vase d'expansion (VEX)	m ³	V_{comb}^{VEX}	0,15
Total des volumes du circuit combustible, hors zone critique	m ³	V_{HZC}	4,45
Total volume combustible	m ³	V_{comb}	5,65

Tableau 4.4 : Paramètres de design du circuit combustible d'ARAMIS-P

D'après le Tableau 4.4, seulement 22% du sel se trouve en cœur, ce qui abaisse la puissance du réacteur rapportée au volume total de combustible à environ 50 MW/m³, deux fois moins que la valeur typique d'un REP. Ce volume hors cœur peut être vu comme une réserve de réactivité, qui permet de fonctionner avec des cycles plus longs entre chaque rechargement. En revanche, nous pouvons noter plusieurs inconvénients d'un important volume hors cœur : davantage de matière fissile, de chlore enrichi, et de surface de contact entre le sel et les matériaux de structure sont nécessaires pour une puissance donnée, tandis que les réservoirs de stockage et de vidange seront plus conséquents, ce qui augmentera l'encombrement et le coût de l'installation. De plus, un volume hors cœur important entraîne une diminution du nombre de neutrons retardés disponibles en cœur (Tableau 4.2 et Annexe A), ce qui pourrait avoir un impact sur le comportement dynamique d'ARAMIS-P. On renvoie à l'analyse de sensibilité globale sur le transitoire d'insertion de réactivité du Chapitre 6, paragraphe 6.2.2.

^f Inclut le volume des pompes du circuit combustible, situées en branche froide.

Enfin, les volumes ont un impact sur les temps de circulation des sels dans les différents composants, qui jouent un rôle clef pour comprendre le comportement dynamique du réacteur et le piloter. Nous le verrons lors de l'analyse physique des transitoires accidentels du Chapitre 6, section 6.1. Ils sont donnés, pour le circuit combustible et le circuit intermédiaire, dans le Tableau 4.5.

Temps de circulation	Unité	Notation	Valeur
En cœur	s	τ_{ZC}	0,6
Hors cœur	s	τ_{HZC}	2,1
Dans le circuit combustible	s	τ_{comb}	2,7
Dans le circuit intermédiaire	s	τ_{int}	10,3

Tableau 4.5 : Bilan des temps de circulation des sels dans les circuits d'ARAMIS-P

4.2. Discussion sur les volumes de sel combustible et pré-dimensionnement des IHX à plaques

Dans ce paragraphe, l'origine du volume important de sel combustible hors cœur V_{HZC} est d'abord discutée poste par poste (paragraphe 4.2.1). Ensuite, le volume dans l'IHX est analysé au paragraphe 4.2.2. Comme évoqué précédemment, l'échangeur de référence est à tubes en U et calandre, mais dans cette thèse nous considérerons un IHX à plaques lisses. Les performances de ces deux technologies sont assez similaires pour ARAMIS-P avec le point de fonctionnement choisi – notamment vis-à-vis du volume mobilisé. Pour un niveau de détail de l'IHX à tubes en U et calandre similaire à celui fourni dans cette section pour l'IHX à plaques lisses, le lecteur est renvoyé vers la référence [109].

4.2.1. Analyse des volumes de sel combustible

La répartition des volumes a été donnée dans le Tableau 4.4. Le volume hors cœur est principalement dû aux échangeurs, aux pompes et aux conduites. Ces dernières, servant à acheminer le sel, totalisent $1,3 \text{ m}^3$, ce qui est supérieur à V_{ZC} . Les Figures 4.1 et 4.2 permettent de comprendre visuellement pourquoi cette valeur est importante. Dans le cadre d'une architecture à boucle, les deux leviers pour diminuer l'encombrement des conduites sont de minimiser leur longueur et leur section de passage. Le dimensionnement neutronique donne une épaisseur d'1 m de réflecteur MgO autour du cœur, ce qui impose une contrainte à la minimisation de la longueur des conduites des branches chaudes et froides. De plus, le dimensionnement thermohydraulique effectué en amont a imposé une différence d'altitude positive entre le haut de l'IHX et haut du cœur, de 0,5 m, qui constitue le moteur de la convection naturelle en situation accidentelle. La minimisation de la longueur des conduites est donc limitée par ces deux contraintes de dimensionnement. Enfin, des conduites avec une longueur supérieure à la longueur minimale théorique – pour optimiser le volume de sel – pourraient de plus faciliter la maintenance et l'inspection de composants du circuit combustible. Ces arguments conduisent à écarter ce levier potentiel de réduction du volume hors cœur.

À débit imposé, la section de passage des tuyaux est inversement proportionnelle à la vitesse du sel, donc minimiser le volume par ce biais pourrait conduire à des pertes de charge trop importantes. Ceci n'est pas souhaitable pour minimiser les dimensions de la pompe, ou pour assurer l'établissement de la circulation naturelle en situation accidentelle. Pour ARAMIS-P, le

diamètre des conduites dans les 6 boucles a été fixé à 0,3 m pour limiter à 5 m.s^{-1} la vitesse du sel. Cette vitesse est considérée comme une borne maximale. Une méthode de pré-dimensionnement des pompes a été utilisée pour ARAMIS-P, faisant l'objet de la publication [109], pour estimer le diamètre de roue d'une pompe mono-étage, en fonction du débit et des pertes de charges au régime nominal. Cependant d'autres hypothèses sont nécessaires pour remonter au volume de sel mobilisé dans l'ensemble du composant (au niveau de l'aspiration, et du refoulement, dans la volute), qui ne sont pas discutées dans cette thèse. La valeur de V_{comb}^{pompes} est ainsi considérée constante pour la suite. Finalement, le paragraphe suivant apporte des éclairages sur le poste le plus important du volume hors cœur, V_{comb}^{IHX} .

4.2.2. Analyse des résultats de pré-dimensionnement de l'IHX à plaques lisses

On cherche ici à étudier l'impact des choix de conception initiaux sur le volume de sel des échangeurs. Pour ce faire, la méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur de chaleur à plaques lisses, conformément au choix de cette thèse, est utilisée avec le code ATOS. Le code et la méthode en question ont été présentés en détail dans le Chapitre 3, paragraphe 3.1.1.

Si la puissance et les températures du sel combustible (3 entrées) doivent être conservées pour ne pas impacter le reste du dimensionnement du circuit combustible, le modèle mathématique possède alors 6 degrés de liberté ($6 + 3 = 9$ entrées), ce qui pourrait permettre d'explorer des solutions efficaces à la fois en transfert thermique et en volume de sel. Néanmoins, on se limite à une étude paramétrique de la température du sel intermédiaire uniquement (T_{int}^{BC} et T_{int}^{BF}), en relation avec les marges et le point de fonctionnement du réacteur qui est directement lié à son pilotage. Le Tableau 4.6 donne les valeurs des 4 paramètres restants, imposés.

Paramètre	Unité	Valeur
e_{canal}	m	$2,5 \cdot 10^{-3}$
e_{plaque}	m	$1,0 \cdot 10^{-3}$
l	m	0,95
v_{comb}	m.s^{-1}	1,5

Tableau 4.6 : Valeur des paramètres imposés lors de l'application de la méthode ATOS de pré-dimensionnement de l'IHX à plaques

Les propriétés des sels combustible et intermédiaire ont été fournies par le Tableau 4.3. Les autres hypothèses nécessaires à la méthode de pré-dimensionnement sont les corrélations. Pour le nombre de Nusselt, la corrélation de Gnielinski a été choisie [125] pour les deux sels. Enfin, pour le coefficient de Darcy permettant de calculer les pertes de charge, la corrélation de Colebrook-White [115] a été utilisée pour les deux sels.

Plusieurs échangeurs ont été pré-dimensionnés pour différentes valeurs de T_{int}^{BF} et donc de la marge au gel, et pour chacune de ces valeurs deux calculs ont été effectués : dans un premier cas T_{int}^{BC} est maintenu à $550 \text{ }^\circ\text{C}$, dans un second cas cette température est ajustée pour garder constante la valeur de ΔT_{int} à $60 \text{ }^\circ\text{C}$. Ces calculs permettent d'obtenir les deux courbes de la Figure 4.4, et davantage de détails sont donnés dans le Tableau 4.7.

Pré-dimensionnement du réacteur ARAMIS-P

Paramètre	Unité	Cas				
		0	1.1	1.2	2.1	2.2
		Référence	ΔT_{int} constant		T_{int}^{BC} constant	
Marge	°C	40	20	60	20	60
T_{int}^{BF}	°C	490	470	510	470	510
T_{int}^{BC}	°C	550	530	570	550	
ΔT_{int}	°C	60	60		80	40
$\Delta T_{Log_{IHX}}$	°C	89,6	109,7	69,5	100,0	78,3
v_{comb}^{IHX}	m.s ⁻¹	1,5				
Re_{comb}^{IHX}	-	7150				
Nu_{comb}^{IHX}	-	46				
h_{comb}^{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	4580				
Δp_{comb}^{IHX}	bar	0,21	0,18	0,27	0,22	0,21
v_{int}^{IHX}	m.s ⁻¹	1,92	1,91	1,93	1,43	2,88
Re_{int}^{IHX}	-	7519	6904	8154	5406	11751
Nu_{int}^{IHX}	-	52	50	55	38	78
h_{int}^{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	5257	5001	5502	3860	7820
Δp_{int}^{IHX}	bar	0,31	0,26	0,38	0,19	0,61
h_{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	2217	2169	2261	1923	2573
L_{IHX}	m	1,37	1,14	1,73	1,42	1,35
V_{comb}^{IHX}	m ³	1,89	1,58	2,39	1,95	1,86

Tableau 4.7 : Résultats de la méthode de pré-dimensionnement de l'IHX en fonction de la marge au gel et de l'échauffement du sel intermédiaire

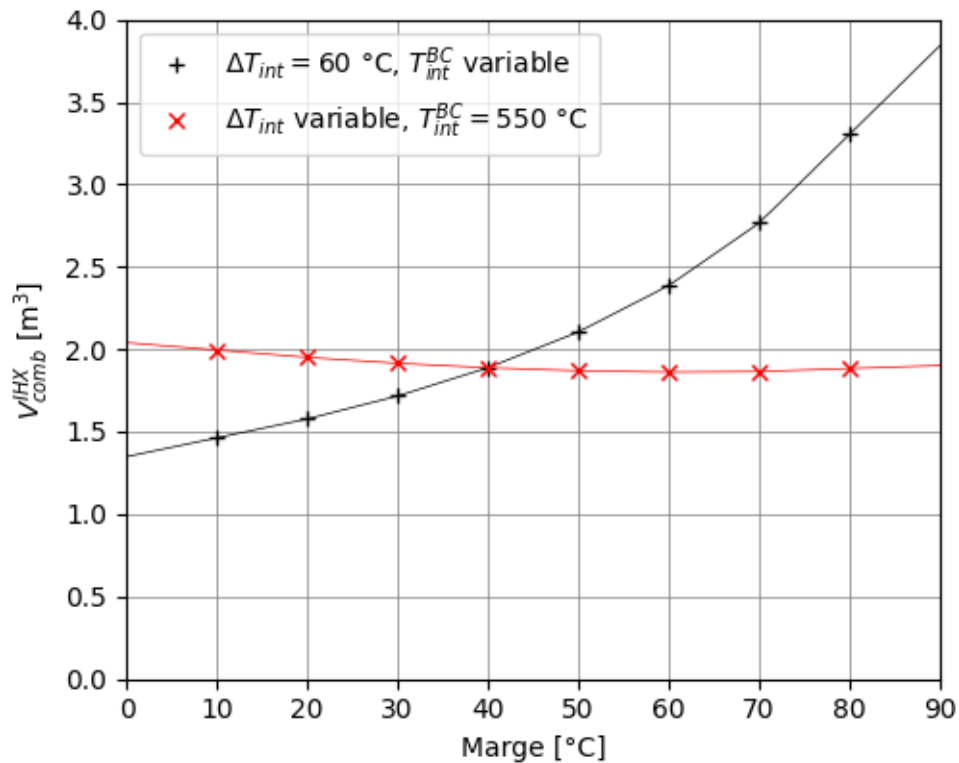


Figure 4.4 : Volume total de sel combustible dans les IHX pré-dimensionnés avec ATOS, en fonction de la marge au gel du sel intermédiaire et de l'échauffement du sel intermédiaire

Dans le cas 1, l'échauffement de 60 °C du sel a été conservé, ce qui signifie que T_{int}^{BC} varie mais que le débit est le même ; ceci implique que le coefficient d'échange varie peu, et donc que le volume est piloté par $\Delta T \text{Log}_{IHX}$. En effet, lorsque la marge est plus élevée (augmentation de la température de source froide T_{int}^{BF}), l'écart de température diminue, ce qui nécessite d'augmenter la surface d'échange et donc le volume. Au-delà de 50 °C dans le cas 1, le critère du volume est de plus en plus dégradé à mesure que la marge au gel croît. À l'inverse, diminuer T_{int}^{BF} à 460 °C (soit 10 °C de marge, -75%) permet de réduire V_{comb}^{IHX} de 0,4 m³, soit un plus faible gain de seulement -26%.

Dans le cas 2, T_{int}^{BC} est maintenu à 550 °C et l'échauffement ΔT_{int} varie, ce qui amène à modifier le débit de sel intermédiaire nécessaire et impacte le transfert thermique. Diminuer la marge augmente $\Delta T \text{Log}_{IHX}$ et ΔT_{int} , et implique de diminuer le débit, ce qui dégrade le coefficient d'échange ; ces deux phénomènes sont antagonistes sur le bilan de puissance (3.17), et ainsi la surface d'échange et le volume de sel restent globalement stables en comparaison au cas 1. Le cas 2 permet donc de découpler V_{comb}^{IHX} de la marge au gel du sel intermédiaire, mais au prix de variations plus importantes du débit du sel intermédiaire, de la vitesse et des pertes de charge. Le Tableau 4.7 fournit davantage d'information sur quelques points du graphique Figure 4.4 : on observe effectivement une plus grande amplitude de variation de la vitesse de sel intermédiaire dans les cas 2.1 et 2.2 que dans les cas 1.1 et 1.2, ce qui se traduit par un doublement des pertes de charge Δp_{int}^{IHX} lorsque la marge passe de 40°C à 60 °C. Les cas 1.1 et 1.2 témoignent cependant d'une plus grande variation de la longueur d'échange nécessaire et donc de Δp_{comb}^{IHX} .

Ces résultats illustrent donc l'antagonisme entre les objectifs suivants :

1. maximiser T_{int}^{BF} et donc la marge au gel
2. minimiser V_{comb}^{IHX}
3. minimiser Δp_{comb}^{IHX}
4. minimiser Δp_{int}^{IHX}

Les travaux de thèse se concentrent sur l'impact des objectifs 1 et 2 sur le comportement dynamique d'ARAMIS-P et sur son pilotage. Les paramètres V_{comb}^{IHX} , Δp_{comb}^{IHX} et Δp_{int}^{IHX} peuvent servir de critères pour évaluer une valeur donnée de marge au gel du sel intermédiaire, et ainsi mettre en regard la conception, associée principalement aux objectifs 2, 3 et 4, et les études de pilotage et de sûreté.

4.3. Pré-dimensionnement du circuit intermédiaire et du SCE

Dans ce paragraphe, les travaux de pré-dimensionnement du circuit intermédiaire et du système de conversion d'énergie d'ARAMIS-P effectués durant la thèse sont détaillés. Ils étendent le design du circuit combustible décrit précédemment, qui constituait les seules données disponibles avant la thèse. Dans le cadre de la méthodologie décrite au Chapitre 2, il s'agit de la poursuite de l'application de la sous-méthodologie SM1 (paragraphe 2.2.2).

4.3.1. Généralités sur le circuit intermédiaire d'ARAMIS-P

Le circuit intermédiaire est un élément important d'un réacteur à sels fondus, car il doit permettre de transférer efficacement la chaleur du combustible au fluide de travail du cycle de conversion d'énergie, tout en assurant des fonctions de sûreté (il agit comme 2^{ème} barrière de confinement, mobilisée en cas de fuite dans l'IHX) et de pilotage : évacuation de la puissance résiduelle, modulation du débit ou de la température d'entrée dans l'IHX pour contrôler le circuit combustible grâce aux contre-réactions. Le fluide intermédiaire a également la particularité d'être exposé à un flux de neutrons, prompts du cœur ou émis par fissions spontanées, ou retardés, émis par les précurseurs du sel combustible au niveau de l'IHX. Un choix de conception possible vise à limiter l'activation neutronique de ce sel. Ceci nécessite d'enrichir le NaCl-MgCl₂ en chlore 37, augmentant potentiellement le coût de l'installation : c'est un argument pour chercher à minimiser le volume du circuit et des conduites. Un grand volume pourrait toutefois s'avérer utile vis-à-vis d'accidents où l'inertie thermique est une caractéristique favorable au comportement du réacteur, en revanche l'impact sur le pilotage de longs temps de parcours du sel est à quantifier. Dans le Chapitre 6, les questionnements issus de cette discussion seront abordés en étudiant l'impact des volumes (et temps de parcours associés) des branches chaudes et froides du circuit intermédiaire lors d'accidents non-protégés. Des réservoirs de stockage chaud et froid, ainsi que des lignes de by-pass, pourraient être intégrés à ce circuit pour améliorer la sûreté et la pilotabilité ; néanmoins, ces solutions n'ont pas été étudiées en détail dans cette thèse, et un circuit intermédiaire simplifié a été pré-dimensionné, comportant les échangeurs IHX et SGHX et les conduites des branches chaudes et froides.

Les échangeurs avec le circuit combustible et le SCE comptent pour une partie du volume total du circuit intermédiaire. Les caractéristiques de l'IHX et du SGHX sont données dans le Tableau 4.9. Les résultats de l'IHX ont été obtenus comme décrit dans le paragraphe 4.2. Pour le SGHX, son pré-dimensionnement est lié au design du SCE, et la méthode développée prend en compte cette particularité. Cette discussion est proposée dans les paragraphes 4.3.2 et 4.3.3, avant de présenter les résultats du Tableau 4.9 au paragraphe 4.3.4.

4.3.2. Pré-conception d'un système de conversion d'énergie

Le pré-dimensionnement du SGHX est essentiel à la fois au circuit intermédiaire et au SCE. Les hautes températures des réacteurs à sels fondus rendent intéressante l'utilisation d'un cycle de Brayton. Dans cette thèse, le diazote à 180 bar a été retenu comme fluide de travail du SCE, s'appuyant sur l'expérience du projet de RNR-Na ASTRID [18]. Le cycle de Brayton choisi, avec régénération, fonctionne sur le même principe que celui d'ASTRID ; il est modélisé avec l'outil CYCLOP [111] décrit au paragraphe 3.1.2. La Figure 4.5 illustre le modèle du SCE d'ARAMIS-P obtenu durant cette thèse.

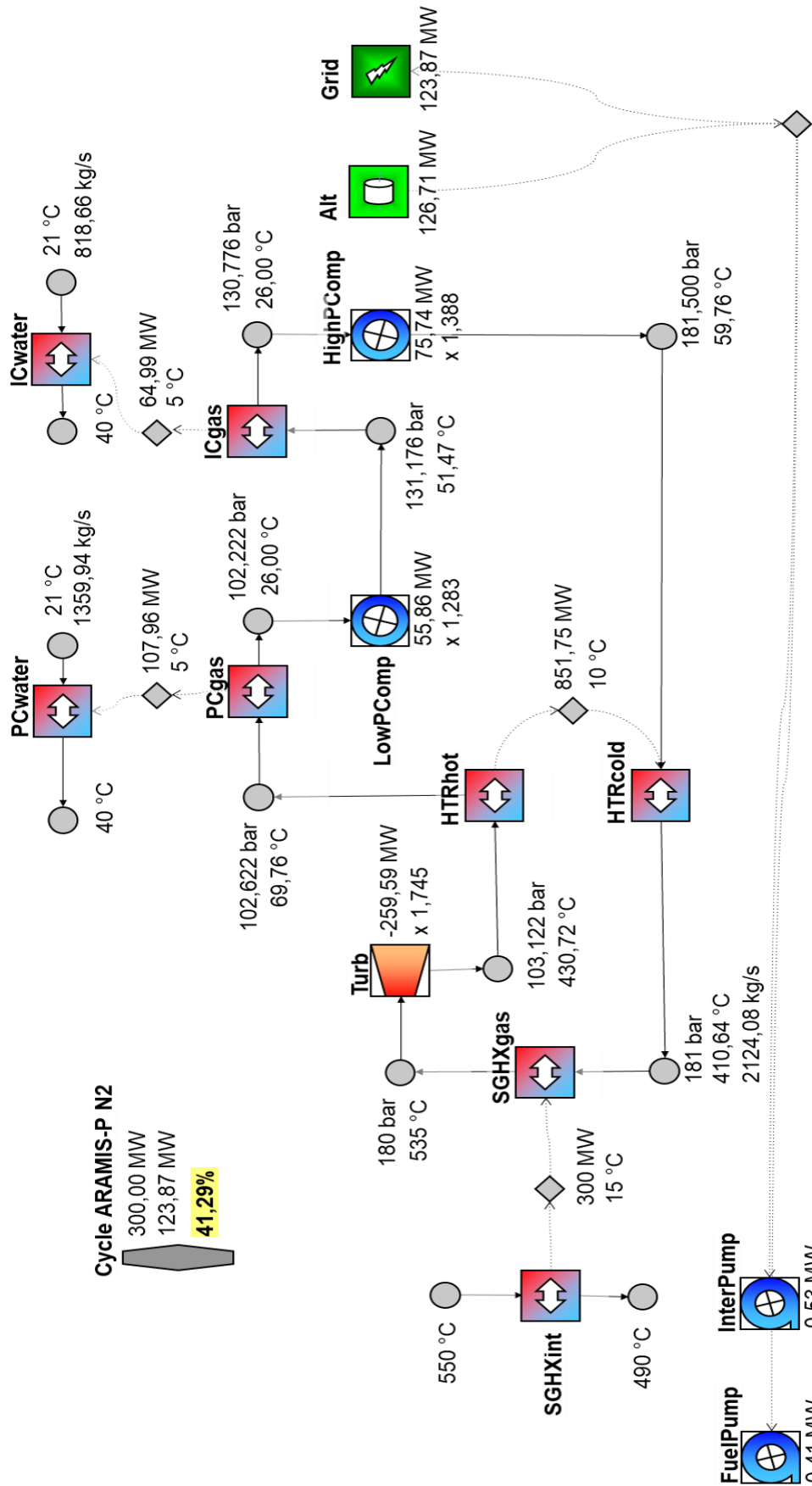


Figure 4.5 : Schématisation issue de CYCLOP du SCE d'ARAMIS-P

Le SGHX transmet de la chaleur au diazote à 180 bar, qui atteint sa température maximale avant de se détendre dans la turbine (composant légendé « Turb » dans la Figure 4.5) qui convertit une partie de son énergie en travail mécanique. Sur le même arbre de la turbine, des compresseurs basse puis haute pression (« LowPComp », « HighPComp ») permettent de porter à nouveau le gaz à 180 bar. Afin d'augmenter l'efficacité de chaque compression, deux circuits d'eau refroidissent le diazote par deux échangeurs (pre-cooler « PC », inter-cooler « IC »). La turbine, les compresseurs (qui consomment du travail mécanique) et l'alternateur sont placés sur le même arbre de rotation, et la puissance électrique fournie au réseau (en déduisant les alimentations des pompes de sel « FuelPump », « InterPump ») de l'ordre de 120 MW, soit un rendement thermodynamique avoisinant 40%. Un échangeur entre les branches chaude et froide du circuit de gaz (high temperature recuperator, « HTR ») permet quant à lui de transférer une partie de la chaleur du gaz en sortie de turbine à la branche froide, en entrée du SGHX, plutôt que de la céder entièrement à la source froide.

Un des objectifs de cette étape de pré-dimensionnement de la sous-méthodologie SM1 est de maximiser le rendement thermodynamique du SCE. Des valeurs forfaitaires sont retenues à ce stade, sur avis d'expert, sur les rendements isentropiques des turbomachines, les pertes de charge dans les échangeurs gaz-eau et la température de la source froide. Le rendement thermodynamique peut être optimisé par deux leviers : il sera d'autant plus important que la température chaude du gaz est élevée, ce qui revient à minimiser le pincement du SGHX, et que les pertes de charge du N_2 sont faibles, afin de limiter la puissance mécanique prélevée par les compresseurs. L'outil CYCLOP, utilisé pour modéliser le cycle de Brayton d'ARAMIS-P, permet de maximiser le rendement, pour différentes combinaisons de valeurs de pincement et de pertes de charge du gaz dans le SGHX. Notons que ces valeurs et optima correspondants calculés avec CYCLOP modifient le point de fonctionnement du SCE, et les conditions d'écoulement du diazote en entrée du SGHX varient. Ceci nécessite d'itérer avec la conception de cet échangeur de chaleur, et une méthode est proposée dans le paragraphe suivant.

4.3.3. Pré-dimensionnement de l'échangeur SGHX

Une nouvelle méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques à partir de performances (pincement, pertes de charge gaz) et de points de fonctionnement visés (températures et débit sel et gaz) a été développée. Elle a été implémentée dans le cadre de cette thèse en appelant la méthode de pré-dimensionnement d'échangeur à plaques lisses du code ATOS (Figure 3.3). Cette nouvelle méthode combine les codes CYCLOP et ATOS, comme schématisé par la Figure 4.6.

A partir d'un choix réduit de performances du SGHX traduites en 4 cas différents, les résultats obtenus avec cette méthode sont consignés dans le Tableau 4.8. Les résultats ont été obtenus en utilisant les lois thermophysiques du sel et du diazote à 180 bar qui ont servi à donner les valeurs du Tableau 4.3, et les corrélations de Gnielinski [125] et de Colebrook-White [115]. Les cas 1 et 4 du Tableau 4.8 sont les cas extrêmes, qui illustrent l'antagonisme entre les performances thermodynamiques et la compacité du SGHX. A ce stade des études de pré-conception, les cas 2 et 3 sont favorisés en tant que compromis. Ils sont assez proches pour l'ensemble des critères, excepté pour la hauteur et la profondeur du SGHX : le design retenu correspond au cas 2, pour limiter la hauteur de l'échangeur L_{SGHX} et donc la longueur des plaques. A noter que la profondeur donnée est la profondeur totale d'un SGHX dimensionné pour 300 MW, or, 3 boucles ont été prévues pour le circuit intermédiaire d'ARAMIS-P. Ainsi le débit de gaz, la

profondeur, et le volume sont à diviser par 3 pour obtenir les résultats d'un seul SGHX de 100 MW. Les reste des grandeurs est inchangé.

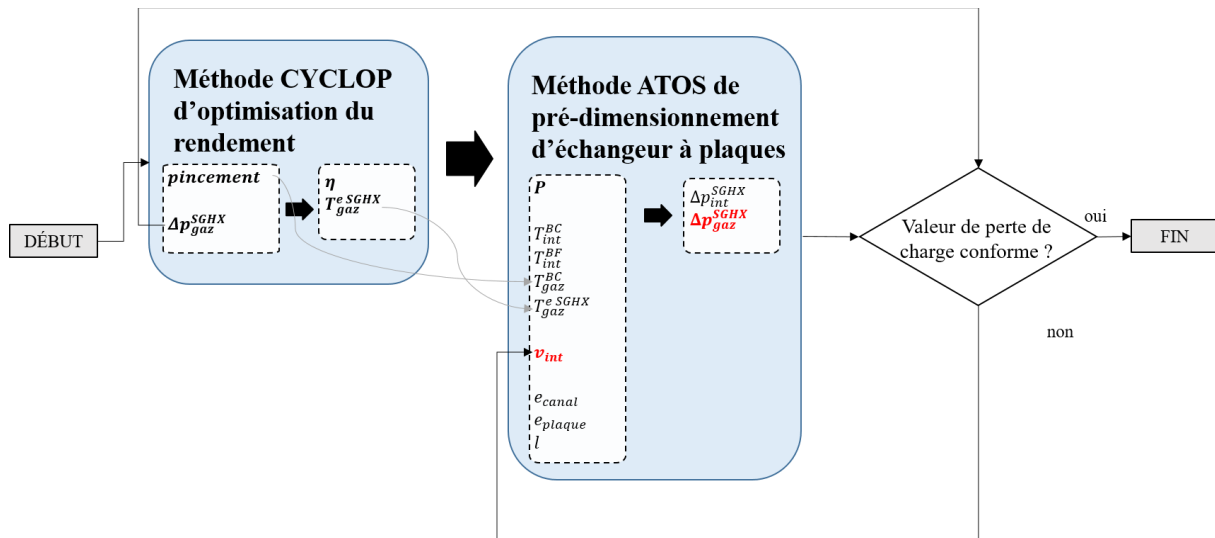


Figure 4.6 : Méthode de pré-dimensionnement du SGHX et du SCE d'ARAMIS-P avec ATOS et CYCLOP

Paramètre	Unité	Cas			
		1	2	3	4
Pertes de charge N ₂	bar	1	1	2	2
Pincement chaud	°C	10	15	10	15
<i>Résultats CYCLOP</i>					
Rendement	-	41,6%	41,3%	41,1%	40,8%
Débit de gaz	kg.s ⁻¹	2108	2124	2058	2067
Température d'entrée du gaz dans le SGHX	°C	414,8	410,6	411,7	407,1
<i>Résultats ATOS</i>					
Hauteur du SGHX	m	4,20	3,57	4,50	3,84
Profondeur du SGHX	m	6,17	5,69	4,34	4,01
Volume de sel/N ₂	m ³	9,72	7,62	7,34	5,79
Puissance volumique	MW/m ³	30,9	39,4	40,8	51,8

Tableau 4.8 : Résultats du pré-dimensionnement du SGHX d'ARAMIS-P

4.3.4. Remontage final du circuit intermédiaire

Le SGHX pré-dimensionné au paragraphe précédent 4.3.3 est caractérisé par un pincement de 15 °C et une perte de charge d'1 bar pour le N₂, et le rendement thermodynamique du SCE atteint 41,3%. Le cycle optimisé pour le cas 2 est celui représenté sur la Figure 4.5 du paragraphe 4.3.2, qui donne en détail le point de fonctionnement du gaz, avec les pincements des échangeurs, les rapports de compression des turbomachines, et les puissances échangées ou consommées par ces composants. Les caractéristiques des échangeurs IHX et SGHX sont finalement détaillées dans le Tableau 4.9. Le volume de sel mobilisé s'élève à 9,5 m³, auquel vient s'ajouter le volume des branches, qui est estimé dans la suite.

Pré-dimensionnement du réacteur ARAMIS-P

Paramètre	Unité		
Echangeur		IHX	SGHX
Epaisseur de canal e_{canal}	m	$2,5 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$
Epaisseur de plaque e_{plaque}	m	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$
Largeur de plaque l	m	0,95	1,5
Hauteur L	m	1,37	3,57
Surface d'échange S	m ²	1517	6064
Volume d'acier	m ³	1,53	15,24
Masse d'acier	t	11,7	117,2
Volume externe	m ³	5,35	30,44
Coefficient d'échange global h	W.m ⁻² .°C ⁻¹	2206	1280
ΔT_{Log}	°C	89,6	38,6
Fluide chaud		Sel combustible	Sel intermédiaire
Température d'entrée	°C	650	550
Température de sortie	°C	570	490
Débit	kg.s ⁻¹	4004	4629
Vitesse	m.s ⁻¹	1,5	1,24
Re	-	7150	4906
Pr	-	3,8	4,8
Nu	-	46	34
h	W.m ⁻² .°C ⁻¹	4580	3434
Pertes de charge	bar	0,21	0,37
Volume de fluide	m ³	1,90	7,58
Fluide froid		Sel intermédiaire	Diazote à 180 bar
Température d'entrée	°C	490	410,64
Température de sortie	°C	550	535
Débit	kg.s ⁻¹	4629	2124
Vitesse	m.s ⁻¹	1,89	13,12
Re	-	7519	143255
Pr	-	4,8	0,72
Nu	-	52	240
h	W.m ⁻² .°C ⁻¹	5257	2653
Pertes de charge	bar	0,3	1
Volume de fluide	m ³	1,92	7,62

Tableau 4.9 : Paramètres caractéristiques des échangeurs IHX et SGHX d'ARAMIS-P

Les contraintes de dimensionnement des conduites du circuit ont été simplifiées. Qualitativement, des longueurs de tuyaux minimales sont nécessaires pour assurer une certaine distance entre le bâtiment contenant le réacteur et la salle des machines. La conception du circuit combustible en amont de la thèse prévoit également une longueur minimale pour acheminer et collecter le sel au niveau des IHX (cf. Figure 4.1), mais les dimensions n'ont pas été calculées. Une valeur forfaitaire de 5 m pour les longueurs de chaque branche (3 boucles, 2 branches chaude et froide par boucle, soit 30 m) a été retenue comme minimum à ce stade. On retient finalement cette valeur pour chaque branche. La section de passage des branches est quant à elle fixée à 0,6 m², ce qui limite la vitesse du sel intermédiaire à 1,5 m.s⁻¹. Cette valeur est plus conservatrice que la vitesse de sel combustible de 5 m.s⁻¹ qui avait été proposée pour les

conduites ; ceci représente un volume de 17,7 m³ (contre 5,3 m³ dans le cas d'une vitesse plus élevée), pour un total de sel dans le circuit d'environ 27 m³ (contre environ 15 m³). Cette valeur plus conservative pourrait néanmoins permettre d'inclure le volume des pompes du circuit intermédiaire, qui n'a pas été estimé par ailleurs. Le Tableau 4.10 dresse le bilan des volumes de sel d'ARAMIS-P.

Concept		ARAMIS-P	MSRE	MSBR
Référence		(ces travaux)	[126]	[36]
Paramètre	Unité			
Cœur V_{ZC}	m ³	1,2	0,566	30,4
Circuit combustible V_{comb}	m ³	5,45	2,07	48,7
V_{ZC}/V_{comb}	-	22%	27%	62%
Circuit intermédiaire - branche chaude	m ³	8,85	-	-
Circuit intermédiaire - branche froide	m ³	8,85	-	-
Circuit intermédiaire - échangeurs	m ³	9,5	-	-
Circuit intermédiaire V_{int}	m ³	27,2	1,25	158,6
V_{comb}/V_{int}	-	20%	166%	31%
Puissance P	MW	300	10	2250
P/V_{ZC}	MW/m ³	250	17,7	74,0
P/V_{comb}	MW/m ³	55,0	4,83	46,2
$P/(V_{comb} + V_{int})$	MW/m ³	9,19	3,01	10,9

Tableau 4.10 : Bilan des volumes de sel d'ARAMIS-P et comparaison au MSRE et au MSBR

Le Tableau 4.10 montre que le circuit intermédiaire d'ARAMIS-P proposé est comparable à celui du MSBR [36] lorsque rapporté à la puissance ou au volume de sel combustible. Il est en revanche très éloigné du MSRE [126], ce qui n'est pas nécessairement un argument valable pour modifier le design d'ARAMIS-P, étant donné que le MSRE était avant tout un concept expérimental. Sur la base de ce retour d'expérience, le MSBR a quant à lui été développé pour être un prototype industriel, et un circuit intermédiaire détaillé est disponible dans la référence [36] ; nous allons donc conserver le circuit intermédiaire d'ARAMIS-P développé dans ce paragraphe. Néanmoins, le rôle des volumes froid et chaud de ce circuit sur le comportement dynamique du réacteur (influant sur les temps caractéristiques et l'inertie thermique) sera étudié lors des études de transitoires accidentels du Chapitre 6, et pourrait aboutir éventuellement à un retour sur la conception.

4.4. Etude d'options alternatives pour la conception d'ARAMIS-P

4.4.1. Discussion générale sur les leviers d'amélioration du concept

Dans ce paragraphe, des options de conception alternatives sont recherchées pour réduire le volume de sel combustible hors cœur, et/ou augmenter la marge à la température de gel du sel intermédiaire. Cette discussion s'inscrit dans le cadre des retours à la conception prévus par la méthodologie de la thèse, en anticipation par rapport à l'évaluation de l'impact des volumes de composants et marges sur le comportement dynamique d'un réacteur à sels fondus, qui sera effectuée dans le Chapitre 6. Des solutions en rupture par rapport à l'architecture d'ensemble d'ARAMIS-P sont d'abord évoquées. En premier lieu, la réduction du nombre de pompes

pourrait être étudiée, étant donné que ces composants mobilisent une grande partie du volume de sel dans la configuration de référence. En deuxième lieu, il semble également envisageable de mutualiser des composants, ce qui pourrait aider à minimiser le volume. Le cas B du « Primary Fuel-Salt-to-Coolant-Salt Heat Exchanger » (équivalent à l'IHX) dans la référence [127] provenant de l'Oak Ridge National Laboratory propose de placer les pompes dans les échangeurs, pour un concept de grande puissance, proche du MSBR de 2250 MWth. Les concepts Dual-Fluid [71] et celui de l'entreprise NAAREA [72] mutualisent le cœur et l'IHX. Notons que le concept Dual-Fluid utilise le plomb liquide comme fluide intermédiaire, qui possède de bonnes propriétés de transfert thermique et permet de réduire le volume de sel combustible dans l'échangeur à puissance donnée. Enfin, certains concepts ont 100% de leur combustible dans le cœur, tel que le SSR-W [54] ou le concept THORIZON [55], mais ceux-ci sont différents des réacteurs à sels fondus étudiés dans cette thèse, caractérisés par leur circulation du sel en-dehors de la zone critique.

4.4.2. Etude d'échangeurs IHX alternatifs

Dans la suite, un concept plus avancé d'échangeur est étudié pour les IHX. Les échangeurs à plaques corruguées sont des échangeurs à plaques possédant un motif de corrugation, caractérisé par trois paramètres, qui permet d'augmenter la turbulence des fluides pour améliorer le transfert thermique au prix de pertes de charges accrues. Ces trois paramètres, additionnels par rapport à un échangeur à plaques lisses (voir Figure 3.2), sont l'angle des corrugations α , le pas p qui sépare deux creux, et la hauteur de ces creux h . Ils sont représentés sur le schéma de l'échangeur à plaque corruguées de la Figure 4.7. Le pas réduit p_r peut également être défini selon la formule (4.1). La description des échangeurs à plaques corruguées dans cette partie se base sur la référence [128], de laquelle est également adaptée la Figure 4.7.

$$p_r = p/h \quad (4.1)$$

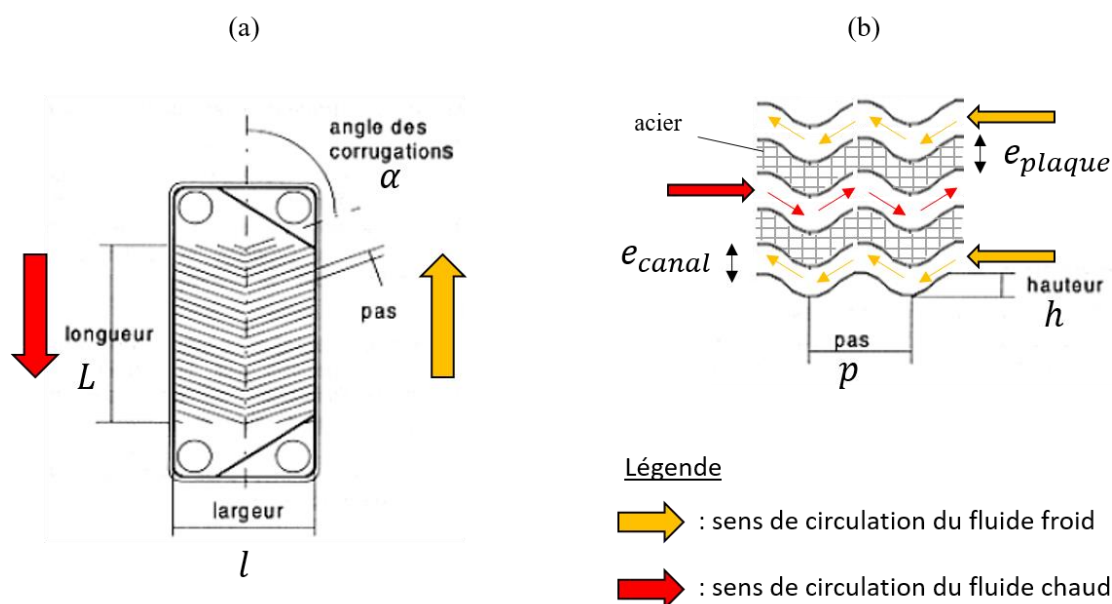


Figure 4.7 : Schéma d'un échangeur à plaques corruguées. Vue d'ensemble (a), vue de l'écoulement dans les canaux (b)

Chapitre 4

Du fait de profils d'écoulement des fluides spécifiques à cette technologie, l'évaluation des performances d'un échangeur à plaques corruguées nécessite des corrélations adaptées. La référence [128] fournit les équations selon différentes valeurs des paramètres α et p_r , et l'intervalle de validité en fonction du nombre de Reynolds, pour calculer le transfert thermique avec le nombre de Nusselt, et les pertes de charge par l'équation de Darcy-Weisbach (3.18) avec le facteur de frottement f .

Une étude paramétrique non présentée dans le manuscrit a conduit à retenir les valeurs listées dans le Tableau 4.11. Pour les paramètres en commun avec la technologie à plaques lisses, seule la vitesse du sel combustible v_{comb} a été modifiée, afin de réduire les pertes de charge.

Paramètre	Unité	Valeur
e_{canal}	m	$2,5 \cdot 10^{-3}$
e_{plaque}	m	$1,0 \cdot 10^{-3}$
l	m	0,95
v_{comb}	$m.s^{-1}$	1,0
Angle des corrugations α	°	45
Pas des corrugations p	m	$5,0 \cdot 10^{-3}$
Hauteur des corrugations h	m	$2,5 \cdot 10^{-3}$
Pas réduit p_r	-	2

Tableau 4.11 : Paramètres utilisés pour le pré-dimensionnement des échangeurs IHX à plaques corruguées

S'inspirant du concept Dual-Fluid mentionné en introduction de paragraphe, un fluide alternatif au sel NaCl-MgCl₂ est recherché, sur la base de meilleures propriétés de transfert thermique. Le sodium est proposé pour ses qualités de caloporteur (grande conductivité, faible viscosité, large domaine de température à l'état liquide) et de la disponibilité de ce fluide dans le code ATOS (lois de propriétés, corrélations). A ce stade, on ne discute pas les éventuels problèmes chimiques du sodium et sa compatibilité avec les sels, car on s'intéresse aux effets de l'utilisation d'un « bon » fluide caloporteur sur la compacité de l'IHX. Les propriétés d'intérêt du sodium à une température représentative de ces études sont données par le Tableau 4.12.

Propriété	Unité	Notation	Valeur
Température de gel	°C	T^{gel}	97,8
Température d'ébullition	°C	$T^{ébu}$	882,9
Masse volumique	$kg.m^{-3}$	ρ	828
Capacité calorifique	$J.kg^{-1}.°C^{-1}$	c_p	1260
Viscosité	Pa.s	μ	$2,37 \cdot 10^{-4}$
Conductivité thermique	$W.m^{-1}.°C^{-1}$	λ	65,4
Nombre de Prandtl	-	Pr	0,005

Tableau 4.12 : Propriétés thermophysiques du sodium à 520 °C

La méthode de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques, présentée dans le paragraphe 3.1.1 et schématisée par la Figure 3.3, peut être utilisée pour les plaques lisses ou corruguées, en utilisant les corrélations adaptées à la technologie et au fluide intermédiaire. Les corrélations spécifiques aux corrugations de la référence [128] ont aussi été implémentées dans le code ATOS par T. Le Gendre, qui a ensuite appliqué la méthode pour ce type de plaques, avec le sel NaCl-MgCl₂ au point de fonctionnement de référence (cas 3 du Tableau 4.13). Les

Pré-dimensionnement du réacteur ARAMIS-P

autres cas du Tableau 4.13 ont été obtenus durant cette thèse, croisant les types d'échangeur à plaques (lisses, corruguées) et de caloporteur (sel, sodium). Pour simplifier le problème, l'échauffement du fluide intermédiaire ΔT_{int} est maintenu à 60 °C.

Paramètre	Unité	Cas									
		0	1	2	3	4	5	6	7	8	
Type de plaque		Lisses					Corruguées				
Fluide intermédiaire		Sel	Sodium			Sel			Sodium		
Marge	°C	40	392,2	427,7	40	74,5	105,3	392,2	442,7	463,6	
T_{int}^{BF}	°C	490	490	525,5	490	524,5	555,3	490	540,5	561,4	
T_{int}^{BC}	°C	550	550	585,5	550	584,5	615,3	550	600,5	621,4	
ΔT_{int}	°C	60	60	60	60	60	60	60	60	60	
$\Delta T_{Log_{IHX}}$	°C	89,6	89,6	53,9	89,6	54,9	23,3	89,6	38,6	16,6	
v_{comb}^{IHX}	m.s ⁻¹	1,5	1,5	1,5	1	1	1	1	1	1	
Re_{comb}^{IHX}	-	7150	7150	7150	4767	4767	4767	4767	4767	4767	
Pr_{comb}^{IHX}	-	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	3,8	
Nu_{comb}^{IHX}	-	46	46	46	237	237	237	237	237	237	
h_{comb}^{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	4580	4580	4580	23808	23808	23808	23808	23808	23808	
v_{int}^{IHX}	m.s ⁻¹	1,92	3,47	3,52	1,28	1,29	1,30	2,32	2,36	2,38	
Re_{int}^{IHX}	-	7519	60595	63338	5021	5761	6453	40466	43044	44056	
Pr_{int}^{IHX}	-	4,8	4,6 10 ⁻³	4,5 10 ⁻³	4,8	4,2	3,7	4,6 10 ⁻³	4,5 10 ⁻³	4,4 10 ⁻³	
Nu_{int}^{IHX}	-	52	7	7	266	280	292	113	117	118	
h_{int}^{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	5257	9,5 10 ⁵	9,3 10 ⁵	26695	28076	29267	1,5 10 ⁶	1,5 10 ⁶	1,5 10 ⁶	
h_{IHX}	W.m ⁻² .°C ⁻¹	2217	3684	3689	8196	8356	8491	11733	11835	11876	
L_{IHX}	m	1,37	0,82	1,37	0,25	0,40	0,92	0,17	0,40	0,92	
V_{comb}^{IHX}	m ³	1,89	1,14	1,89	0,51	0,82	1,90	0,36	0,82	1,90	
Δp_{comb}^{IHX}	bar	0,21	0,13	0,21	0,63	1,01	2,33	0,44	1,01	2,33	
Δp_{int}^{IHX}	bar	0,31	0,19	0,32	0,92	1,45	3,33	0,69	1,60	3,72	
η	%	41,3	41,3	43,3	41,3	43,3	44,9	41,3	44,1	45,2	
T_{gaz}^{SGHX}	°C	410,5	410,5	439,1	410,5	439,1	463,9	410,5	451,8	468,8	
\dot{m}_{gaz}	kg.s ⁻¹	2123	2123	2010	2123	2010	1921	2123	1964	1903	

Tableau 4.13 : Résultats de la méthode de pré-dimensionnement de l'IHX pour différentes options technologiques

On peut d'abord noter que tous les cas du Tableau 4.13 présentent l'antagonisme entre les objectifs d'optimisation des paramètres T_{int}^{BF} , v_{comb}^{IHX} , Δp_{comb}^{IHX} , Δp_{int}^{IHX} , comme cela a été identifié lors de la discussion finale du paragraphe 4.2.2.

Les cas 1, 3 et 6 se basent sur les mêmes températures de fonctionnement que le cas 0 de référence : $T_{int}^{BC} = 550$ °C, $T_{int}^{BF} = 490$ °C. Pour ces trois cas, l'amélioration du coefficient d'échange thermique permet de réduire le volume de sel significativement, d'autant plus pour les configurations à plaques corruguées. A même type d'échangeur, le sodium permet d'économiser entre 30% et 40% du volume par rapport au sel chlorure, tandis qu'à même fluide, les corrugations réduisent d'environ 70% le volume par rapport aux plaques lisses, au prix de pertes de charge plus élevées malgré une vitesse de combustible plus faible. Les pertes de charge des cas 1, 3, 6 restent toutefois inférieures à 1 bar pour le sel combustible comme pour le fluide intermédiaire.

Les cas 2, 5 et 8 maximisent les températures du circuit intermédiaire, sans dépasser le volume de sel combustible de la configuration de référence ; ainsi V_{comb}^{IHX} est constant pour les cas 0, 2, 5 et 8. La réduction obtenue précédemment sur V_{comb}^{IHX} en analysant les effets séparés du type d'échangeur ou du type de fluide des cas 1, 3, et 6, sont aussi valables pour $\Delta T_{Log_{IHX}}$ dans les cas 2, 5, 8. Par exemple, le cas 8 cumule la réduction de 30% causée par le sodium et celle de 70% des plaques corruguées, ce qui permet à volume constant de réduire $\Delta T_{Log_{IHX}}$ à 16,6 °C : le point de fonctionnement correspondant est $T_{int}^{BC} = 621,4$ °C, $T_{int}^{BF} = 561,4$ °C. En utilisant l'outil CYCLOP comme décrit dans le paragraphe 3.1.2, en prenant comme hypothèse supplémentaire un pincement de 15 °C du SGHX et des pertes de charge d'1 bar pour le diazote, le rendement du SCE atteint 45,2%. Pour le cas 5, la marge du sel intermédiaire se trouve maximisée à une valeur de 105,3 °C, et c'est également le seul cas utilisant ce fluide où le diazote en entrée du SGHX a une température supérieure à la température de gel ($T_{gaz}^{SGHX} = 463,9$ °C > 450 °C) ; le risque de solidification est d'autant plus réduit. Pour le sodium, sa faible température de gel donne des marges très importantes qui permettent d'écarter cette conséquence lors d'un accident de refroidissement.

Cependant, les cas 5 et 8 présentent une perte de charge beaucoup plus élevée et supérieure à 1 bar pour les deux fluides, illustrant à nouveau l'antagonisme de pré-dimensionnement d'un échangeur. Les cas 4 et 7 sont envisagés pour chercher à maximiser les températures tout en limitant Δp_{comb}^{IHX} à 1 bar. On peut observer une relation de proportionnalité entre Δp_{comb}^{IHX} , L_{IHX} , V_{comb}^{IHX} qui s'explique par le fait que la vitesse, le diamètre hydraulique et la section de passage sont constants : les pertes de charge et le volume dépendent uniquement de la longueur de frottement. Ainsi, par rapport au cas 0 de référence, l'IHX à plaques corruguées du cas 4 ou 7 a un volume de sel combustible très réduit (-57%) et des températures plus élevées ($T_{int}^{BF} = 524,5$ °C, $T_{int}^{BC} = 584,5$ °C) qui permettent d'atteindre une marge à la solidification pour le sel intermédiaire équivalente à celle qui a été retenue pour le sel combustible (75 °C). Sous réserve que cette technologie d'échangeur à plaques corruguées puisse être appliquée aux réacteurs à sels fondus (de tels échangeurs n'ont jamais été mis en œuvre dans un réacteur nucléaire, et la connaissance chimique et thermohydraulique des sels envisagés est incomplète), le cas 4 et 7 pourraient être une option intéressante.

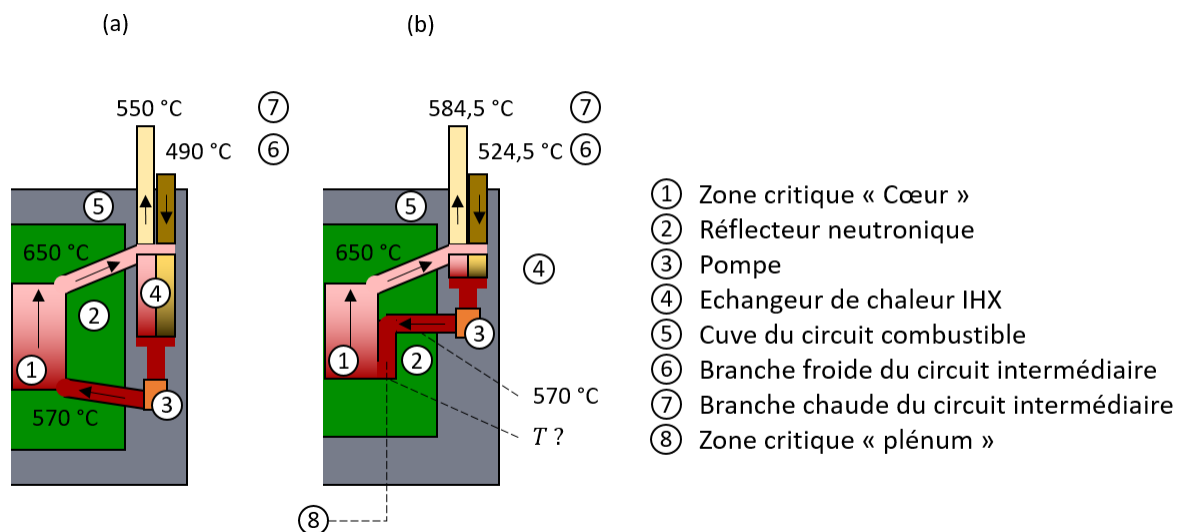


Figure 4.8 : Schématisation du circuit combustible d'ARAMIS-P. Configuration de référence (a), configuration alternative avec les IHX à plaques corruguées et un plénum (b)

En revanche, la plus grande compacité de l'échangeur ($L_{IHX} = 0,4$ m) n'est peut-être pas totalement valorisable dans la configuration actuelle d'ARAMIS-P, car les conduites de la branche froide devront être allongées pour acheminer le sel en bas du cœur, ce qui représente une augmentation de volume. Une solution préliminaire pourrait être de raccourcir la branche froide avec des tuyaux traversant plus directement le réflecteur à la sortie de la pompe, et faire entrer le sel froid en bas du cœur par un plénum également inclus dans la zone critique. Cette proposition est schématisée par la Figure 4.8. Elle reste toutefois préliminaire et à évaluer, tant du point de vue du gain en volume, que sur le comportement du réacteur. Le plénum participerait probablement à la réaction en chaîne dans la partie descendante de l'écoulement, et la bifurcation du sel combustible pourrait provoquer de fortes turbulences et pertes de charge, qui devraient être analysées avec un modèle 3D de neutronique et de thermohydraulique couplées, pour caractériser les phénomènes et permettre la conception de la zone critique. Ces travaux dépassent le cadre de la thèse et en constituent une perspective orientée vers la conception.

4.5. Conclusion

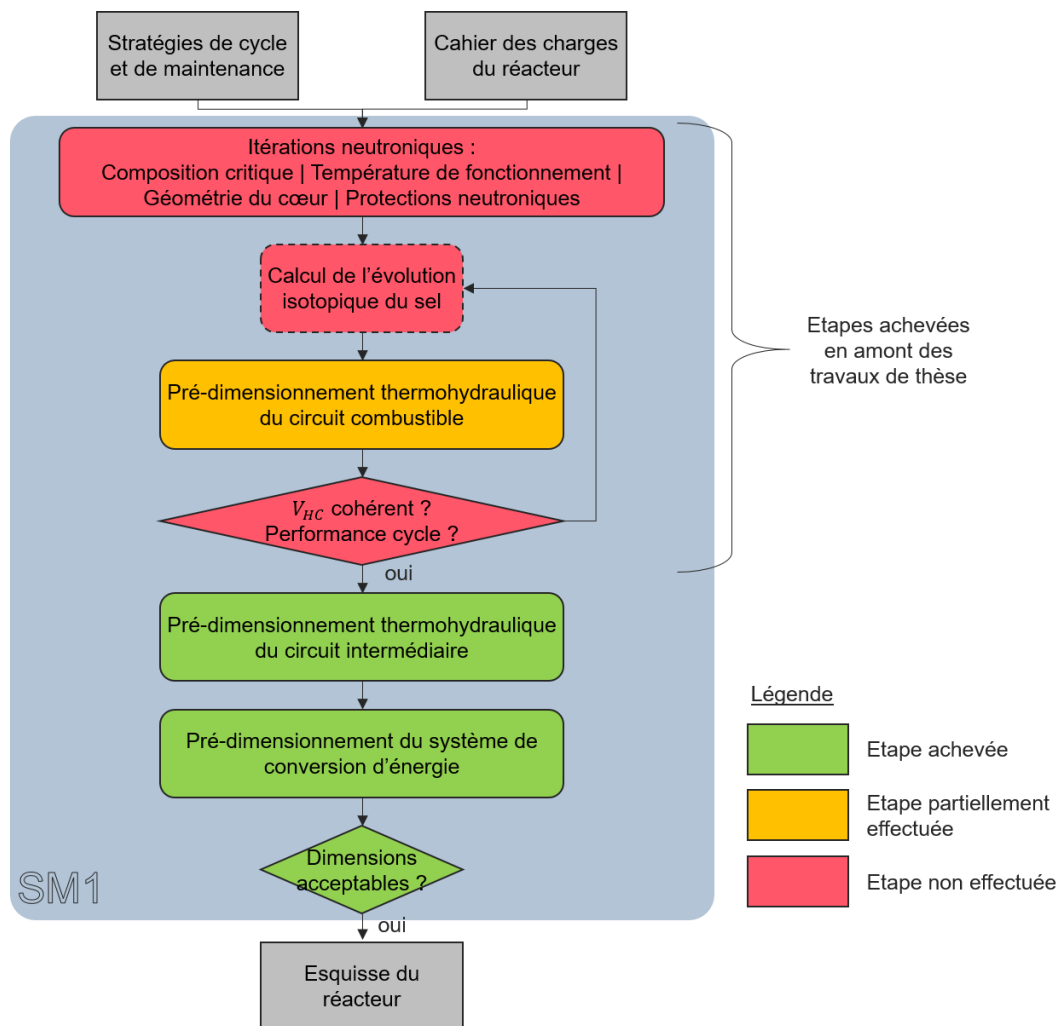


Figure 4.9 : Avancement de l'application de la sous-méthodologie SM1 à ARAMIS-P

Chapitre 4

Les travaux présentés dans ce chapitre ont permis d'illustrer la sous-méthodologie SM1 de la méthodologie globale proposée dans cette thèse. Son application à ARAMIS-P a été réalisée, complétant ainsi l'esquisse du réacteur. La Figure 4.9, basée sur la Figure 2.2, schématise les étapes de pré-dimensionnement réalisées.

Les études effectuées en amont des travaux de thèse constituent les premières étapes de la SM1 (section 4.1). Dans cette thèse, le pré-dimensionnement thermohydraulique du circuit combustible a été en partie reconduit à la fois pour produire un IHX utilisant une technologie à plaques lisses (section 4.2), mais également pour effectuer des études paramétriques et d'alternatives de conception (section 4.4 : plaques corruguées, sodium comme fluide intermédiaire). Ces travaux offrent des perspectives de retour à la conception pour la suite de l'application de la méthodologie globale.

Les pré-dimensionnements du SCE et du circuit intermédiaire ont aussi été effectués (section 4.3). Le présent chapitre contient donc les informations de référence du réacteur ARAMIS-P, utilisées pour modéliser son comportement dynamique dans la suite du manuscrit. La sous-méthodologie suivante, SM2, prévoit en effet de définir une stratégie de pilotage sûre du réacteur, ce qui fait l'objet des chapitres suivants.

A retenir du chapitre

- Dans le présent chapitre, la sous-méthodologie SM1 de pré-dimensionnement d'un réacteur à sels fondus est appliquée au réacteur ARAMIS-P, un concept à sel chlorure et spectre neutronique rapide dont l'objectif est de consommer du plutonium issu du retraitement de combustibles REP usés. Pour rappel, la SM1 fait partie de la méthodologie globale développée dans la thèse, décrite au Chapitre 2.
- Une description complète du réacteur ARAMIS-P est effectuée. D'abord, les résultats disponibles avant la thèse sont replacés dans le cadre de la sous-méthodologie SM1 puis fournis. La version de référence du réacteur a été modifiée au niveau de l'IHX, qui a été choisi à plaques lisses pour ces travaux. Enfin, l'application de la SM1 a été poursuivie dans cette thèse afin de compléter l'esquisse du réacteur : un circuit intermédiaire et un système de conversion d'énergie ont été obtenus.
- Une discussion sur le pré-dimensionnement de l'IHX a permis d'expliquer en partie le volume important de sel combustible en-dehors du cœur, et d'identifier des pistes d'amélioration. En particulier, elle a permis d'illustrer l'antagonisme entre la minimisation du volume de sel combustible contenu dans l'IHX, la maximisation de la température de la source froide (sel intermédiaire), et la minimisation des pertes de charge dans les circuits combustible et intermédiaire. Des choix technologiques différents ont été explorés pour la conception de l'IHX, et permettent d'améliorer les performances du réacteur en réduisant le volume de sel combustible. Toutefois, leur faisabilité technologique n'a pas fait l'objet d'études complémentaires.

Chapitre 5. Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

Ce chapitre présente la suite de l'application à ARAMIS-P de la méthodologie globale de ces travaux de thèse, et plus particulièrement la sous-méthodologie SM2 visant à proposer et évaluer une stratégie de pilotage du réacteur. Le fonctionnement normal est partiellement étudié et les résultats se concentrent sur l'état du réacteur en production, entre 20 et 100 %Pn.

Table des matières

5.1. Définition des stratégies de pilotage par l'étude des états d'équilibre	118
5.1.1. Modélisation avec l'outil R2P2	118
5.1.2. Comportement naturel	119
5.1.3. Définition de stratégies de pilotage.....	120
5.1.4. Conclusion sur les stratégies de pilotage	124
5.2. Comportement du réacteur ARAMIS-P lors d'un transitoire piloté de variation de puissance	125
5.2.1. Modélisation du réacteur avec MOSAICS	125
5.2.2. Analyse du régime permanent	129
5.2.3. Transitoire piloté de variation de charge	132
5.3. Réglage des correcteurs PID pour le suivi de charge	135
5.3.1. Objectifs et démarche	136
5.3.2. Choix des commandes et des variables régulées et estimation des paramètres des correcteurs	136
5.3.3. Application à un transitoire de suivi de charge.....	142
5.4. Conclusion	145

5.1. Définition des stratégies de pilotage par l'étude des états d'équilibre

Dans cette section, la plupart des étapes de la sous-méthodologie SM2, définie au Chapitre 2, paragraphe 2.2.3, sont appliquées au réacteur ARAMIS-P. L'objectif de ces travaux est de définir des stratégies de pilotage (SP) du réacteur, sur la base de domaines de fonctionnement visés et calculés avec des modèles simplifiés.

Le modèle R2P2, présenté au Chapitre 3, section 3.2, est choisi : la modélisation du RSF ARAMIS-P est décrite au paragraphe 5.1.1. Le modèle est d'abord utilisé pour étudier le comportement naturel du réacteur, dans le paragraphe 5.1.2. La démarche proposée pour définir et sélectionner des stratégies de pilotage est décrite et employée dans le paragraphe 5.1.3. Un bilan est dressé au 5.1.4.

5.1.1. Modélisation avec l'outil R2P2

La définition des SP commence par l'analyse des états d'équilibres du réacteur ARAMIS-P à différents niveaux de puissance. Pour cela, le modèle R2P2 est utilisé. On trouve dans le Chapitre 4 les valeurs des propriétés thermohydrauliques des fluides (Tableau 4.3) et les données cinétiques (Tableau 4.2). Quelques valeurs utilisées pour la modélisation du RSF ARAMIS-P avec l'outil R2P2 sont listées dans le Tableau 5.1.

Notation	Unité	Valeur nominale	Paramètre constant
τ_{ZC}	s	0,6	Non
τ_{HZC}	s	2,1	Non
β_c	pcm	70	Non
T_{R2P2}^{ref}	°C	637	Oui
$\alpha_{comb} C_{dens}$	pcm.°C ⁻¹	-8,3	Oui
$\dot{m}_{comb} c_{p_{comb}}$	MW.°C ⁻¹	3,8	Non
$\dot{m}_{int} c_{p_{int}}$	MW.°C ⁻¹	5,0	Non
$\dot{m}_{gaz} c_{p_{gaz}}$	MW.°C ⁻¹	2,4	Non
hS_{IHX}	MW.°C ⁻¹	3,4	Non
hS_{SGHX}	MW.°C ⁻¹	7,7	Non

Tableau 5.1 : Valeurs des principaux paramètres d'ARAMIS-P pour la modélisation R2P2. Les paramètres dépendant de l'état du réacteur sont donnés au point de fonctionnement nominal

Certaines valeurs du Tableau 5.1 seront amenées à varier en fonction de la puissance et de la stratégie, comme par exemple le débit de sel combustible \dot{m}_{comb} (kg.s⁻¹), qui a une influence sur le temps de parcours du sel en cœur et hors cœur, τ_{ZC} et τ_{HZC} , ainsi que sur le coefficient de transfert thermique dans l'IHX h_{IHX} (W.m⁻².°C⁻¹). L'idée est de fournir des ordres de grandeur.

On rappelle que le modèle R2P2 complet (chaudière) est constitué de 6 équations pour 11 inconnues, dont 5 classées comme « commandes » : ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} , \dot{m}_{int} , \dot{m}_{gaz} , T_{gaz}^{eSGHX} . Les différents niveaux de modélisation peuvent être utilisés en cascade pour définir la stratégie de pilotage : circuit combustible, chaudière et « chaudière + SGHX » (cf. Figure 3.4). En premier lieu, le circuit combustible (4 équations et 8 inconnues) est étudié, avec l'analyse du comportement naturel au paragraphe 5.1.2 et la définition de stratégies de pilotage (SP) au

paragraphe 5.1.3. Lors de la synthèse du paragraphe 5.1.4, les SP retenues pour le circuit combustible seront étendues au système de conversion d'énergie grâce au modèle R2P2 complet (6 équations et 11 inconnues).

5.1.2. Comportement naturel

Le *comportement naturel* de la chaudière d'ARAMIS-P est calculé par le modèle R2P2 en considérant constantes, égales à leurs valeurs nominales, les trois commandes du système : ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} , \dot{m}_{int} . Les quatre températures T_{comb}^{BC} , T_{comb}^{BF} , T_{int}^{BC} et T_{int}^{BF} et la puissance P sont donc liées par 1 degré de liberté. Les températures évoluent en fonction de la puissance selon les courbes de la Figure 5.1.

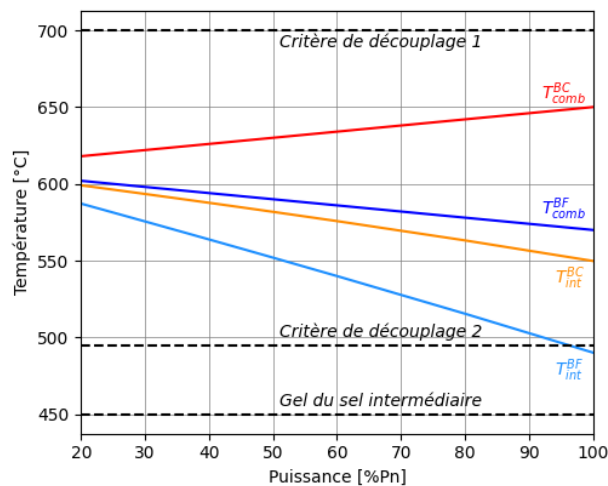


Figure 5.1 : Températures des sels d'ARAMIS-P en fonction de la puissance en comportement naturel (SP0)

Lorsque la puissance diminue, à débits de sel constants les échauffements dans les circuits ΔT_{comb} et ΔT_{int} diminuent, ce qui tend à faire converger les températures chaude et froide d'un même circuit. Lorsque la puissance est nulle, le réacteur est isotherme, donc les 4 températures convergent vers la même valeur, qui est imposée par la neutronique tant que le réacteur est critique (ce qui est nécessairement vrai lorsque $P > 0$ à l'équilibre). Puisque la réactivité externe ρ_{ext} est toujours nulle, et que le débit des pompes du circuit combustible est constant, ce qui impose une valeur constante à β_c , le bilan du modèle R2P2 impose une température moyenne du sel combustible T_{comb} constante. La convergence vers $T_{comb} = 610$ °C à puissance nulle implique que le réacteur est globalement plus chaud en fin de démarrage qu'à 100 %Pn. Du fait de la masse de sel intermédiaire plus élevée que celle du combustible, la chaleur stockée est d'autant plus importante que les variations de température du sel intermédiaire sont grandes. Quantitativement, si T_{comb}^{BC} ne varie que de 40 °C de 0 à 100 %Pn, T_{int}^{BF} varie de 120 °C, ce qui correspondrait de plus à un taux de variation important de 24 °C/min pour une variation de puissance à 20 %Pn/min – nous reviendrons sur ces valeurs de rampe au paragraphe suivant.

Les écarts de température du sel intermédiaire induits par le comportement naturel entre 0 et 100 %Pn peuvent être réduits par conception, en fixant un point de fonctionnement nominal plus proche de 610 °C. Ceci permettrait d'améliorer cette stratégie de pilotage, qui consiste à ajuster l'extraction de puissance avec le SCE. Néanmoins, nous avons vu au Chapitre 4,

paragraphe 4.2.2 qu'un tel retour à la conception, dont l'objectif est d'augmenter la température du sel intermédiaire, a des conséquences notamment sur le volume de sel combustible contenu dans l'IHX. C'est pourquoi d'autres stratégies de pilotage (SP) sont recherchées dans la suite. Par commodité de notation pour les comparaisons qui seront effectuées entre les différentes stratégies, le comportement naturel sera désigné SP0.

5.1.3. Définition de stratégies de pilotage

Dans ces travaux d'application de la méthodologie à ARAMIS-P, deux objectifs sont choisis pour les stratégies de pilotage étudiées :

1. Maintenir $T_{comb}^{BF} = 570 \text{ °C}$
2. Maintenir $T_{int}^{BF} = 490 \text{ °C}$

Le maintien des températures des branches froides à leurs valeurs nominales permet de résoudre le problème observé lors de l'étude du comportement naturel. Ces objectifs se basent sur le postulat que les marges aux températures de solidification des sels au point de fonctionnement nominal sont nécessaires et suffisantes : elles ne doivent pas être réduites. De plus, des températures constantes permettent d'éviter la dilatation des matériaux de structure et des composants, notamment des pompes qui sont généralement envisagées en branche froide. D'autres objectifs de pilotage pourraient toutefois être étudiés en perspective de cette thèse, mais le choix proposé est retenu à ce stade pour l'application de la méthodologie au réacteur ARAMIS-P.

D'après le modèle R2P2 de la chaudière, le problème possède 2 degrés de liberté (4 équations et 8 inconnues dont 2 fixées : T_{comb}^{BF} et T_{int}^{BF}). Pour simplifier les études dans un premier temps, on décide de garder constante une commande par cas, ce qui enlève un degré de liberté. On ne recherche pas l'exhaustivité à ce stade, mais la compréhension physique. Une première SP est ainsi considérée sans variation du débit combustible \dot{m}_{comb} : les commandes sont donc la réactivité externe ρ_{ext} et le débit intermédiaire \dot{m}_{int} . Une deuxième SP utilise les commandes en débits \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} , sans utiliser de système de contrôle de la réactivité ($\rho_{ext} = 0$). Ces deux stratégies sont désignées A et B, respectivement. Nous verrons dans la suite du paragraphe que la SP B sera abandonnée tandis que la SP A sera retenue, et une troisième stratégie plus avancée sera définie. Par commodité, cette dernière sera notée SP2, la SP A sera renommée SP1 (elles sont identiques), et on rappelle que le comportement naturel étudié au paragraphe précédent est retenu comme la stratégie SP0. Avant de détailler la définition des stratégies A (ou 1), B et 2, le Tableau 5.2 recense les études menées.

La stratégie simplifiée SP A conserve un débit combustible constant, et ajuste la réactivité externe et le débit intermédiaire en fonction de la puissance pour satisfaire les objectifs de fonctionnement. Notons que dans un RNR-Na également, on utilise ces moyens de contrôle et on maintient constant le débit de sodium primaire, potentiellement analogue au sel combustible. La conception de pompes fiables pourrait par ailleurs être simplifiée en l'absence d'exigence de variabilité rapide du débit. Enfin, la variation du débit dans un réacteur à sels fondus perturbe la distribution des précurseurs de neutrons retardés : la SP A, dont les résultats sont présentés sur la Figure 5.2, s'affranchit de ce phénomène.

Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

Notation	Description	Variables régulées	Commandes hors SCE	SP conservée dans la suite ?
SP0	Comportement naturel des circuits de sel	(-)	(-)	Oui
SP1 ou A	Pilotage à débit combustible constant	T_{comb}^{BF} T_{int}^{BF}	ρ_{ext} \dot{m}_{int}	Oui
SP B	Pilotage sans réactivité externe		\dot{m}_{comb} \dot{m}_{int}	Non
SP2	Pilotage limitant les variations de température	T_{comb}^{BC} T_{comb}^{BF} T_{comb}^{BC} T_{int}^{BF}	ρ_{ext} \dot{m}_{comb} \dot{m}_{int}	Oui

Tableau 5.2 : Description synthétique des stratégies de pilotage étudiées

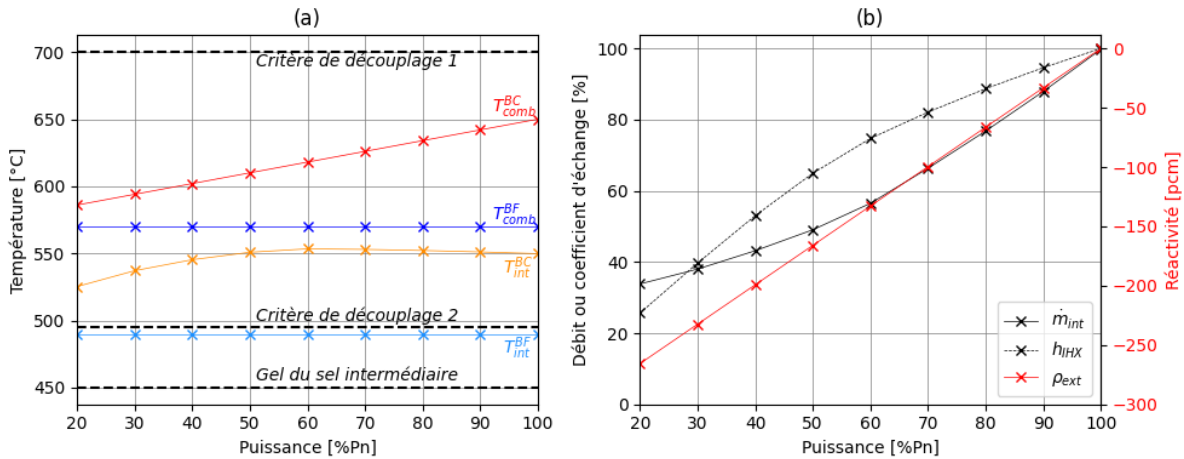


Figure 5.2 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP1 (ou SP A)

D'après la Figure 5.2, les deux objectifs de pilotage sont satisfaits avec la SP1, et la variation linéaire de ρ_{ext} de -260 à 0 pcm entre 20 %Pn et 100 %Pn entraîne une croissance linéaire de T_{comb} et donc de T_{comb}^{BC} . Notons que cette relation $T_{comb}^{BC}(P)$ reste valable indépendamment du circuit intermédiaire, puisque le modèle R2P2 du circuit combustible (5 inconnues, 2 équations) possède 3 degrés de liberté, et que les valeurs de T_{comb}^{BF} et \dot{m}_{comb} sont fixées.

Entre 100 %Pn et 60 %Pn, \dot{m}_{int} décroît presque proportionnellement à P , afin d'empêcher une diminution significative de ΔT_{int} avec la puissance, qui augmenterait T_{int}^{BF} . En revanche, la décroissance du débit dégrade le coefficient de transfert thermique h_{IHx} , et ce d'autant plus en-dessous de 60 %Pn. Cet effet est cependant bénéfique car la puissance échangée entre les sels est proportionnelle au produit de h_{IHx} et de l'écart de température entre les circuits, $\Delta T \log_{IHx}$: à puissance donnée, si h_{IHx} diminue, $\Delta T \log_{IHx}$ doit augmenter. Ainsi la baisse de plus en plus importante de h_{IHx} en-dessous de 60 %Pn permet au réacteur de fonctionner avec un écart de température entre les sels de plus en plus élevé, et T_{int}^{BC} – qui a été laissée libre – peut décroître, tandis que \dot{m}_{int} varie moins. Les variations de T_{int}^{BC} sont toutefois inférieures par rapport au comportement naturel. Globalement, la température d'ARAMIS-P diminue donc avec la puissance, grâce à la stratégie SP1 (ou A).

La stratégie de pilotage SP B fixe quant à elle $\rho_{ext} = 0$ pcm, ce qui revient à considérer un réacteur sans système de contrôle de la réactivité pour le fonctionnement en production. Cette option permet de simplifier le design, et de retirer un potentiel initiateur d'accident d'insertion

de réactivité (ou d'antiréactivité), en cas de défaillance du système. Les résultats de la stratégie SP B, où \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} sont ajustés en fonction de la puissance, sont donnés Figure 5.3.

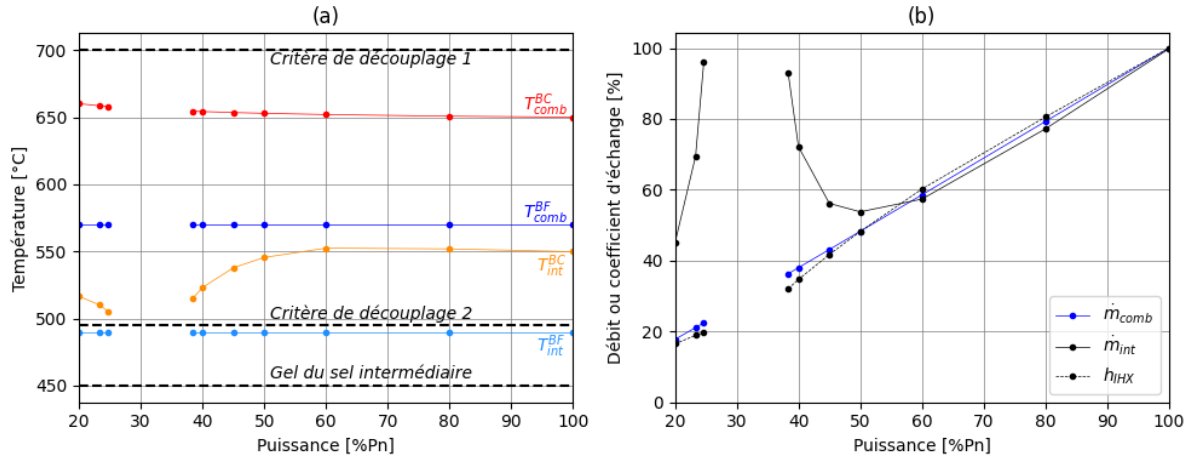


Figure 5.3 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP B

Entre 50 %Pn et 100 %Pn, les pilotages des deux circuits sont similaires : il s'agit de réduire le débit proportionnellement à la puissance, pour maintenir un $\Delta T_{comb/int}$ stable et respecter les deux objectifs fixés. L'écart de température entre les sels reste constant, le coefficient d'échange thermique h_{IHX} est approximativement proportionnel à la puissance, et sa diminution est causée par la décroissance des débits. C'est également similaire au comportement du circuit intermédiaire avec la SP1 (SP A). En revanche, deux problèmes sont identifiés avec la stratégie SP B, à puissance inférieure à 50 %Pn :

1. Le changement de comportement de la solution du modèle R2P2, qui n'aboutit pas entre 25 %Pn et 40 %Pn
2. L'augmentation de T_{comb}^{BC} avec la diminution de P

Le premier problème est dû à la transition de l'écoulement du sel combustible dans l'IHX vers le régime laminaire, lorsque le débit est inférieur à 60% de sa valeur nominale. Pour compenser la dégradation du coefficient d'échange h_{IHX} pilotée par le sel combustible, le modèle R2P2 prédit une augmentation forte du débit intermédiaire. Ceci permet d'améliorer l'échange thermique du sel intermédiaire, et donc de conserver une diminution de h_{IHX} approximativement linéaire avec P . On décide par la suite de ne pas retenir la stratégie SP B pour éviter ce phénomène de transition de régime, qui implique des irrégularités dans le domaine de fonctionnement correspondant.

Le second problème identifié est dû à l'effet de la diminution du débit combustible sur le bilan de réactivité (équation (3.19)). Lorsque le débit diminue, le temps de transit en cœur des précurseurs s'allonge, et le nombre de neutrons retardés disponibles dans le cœur augmente (augmentation de β_c : voir la discussion dans l'Annexe A). En effet, comme vu lors de l'étude du comportement naturel SP0 (Figure 5.1), sans apport de réactivité externe, et à débit constant, le sel combustible conserve sa température moyenne T_{comb} . Dans le cas SP B, T_{comb} varie avec \dot{m}_{comb} donc avec P , même si l'effet est faible : à 20 %Pn, T_{comb}^{BC} dévie de moins de 10 °C par rapport à sa valeur nominale, ce qui donne un écart de T_{comb} inférieur à 5 °C – soit environ 40 pcm de réactivité.

Une dernière stratégie de pilotage, SP2, est proposée. Son domaine de fonctionnement caractéristique est représenté sur la Figure 5.4.

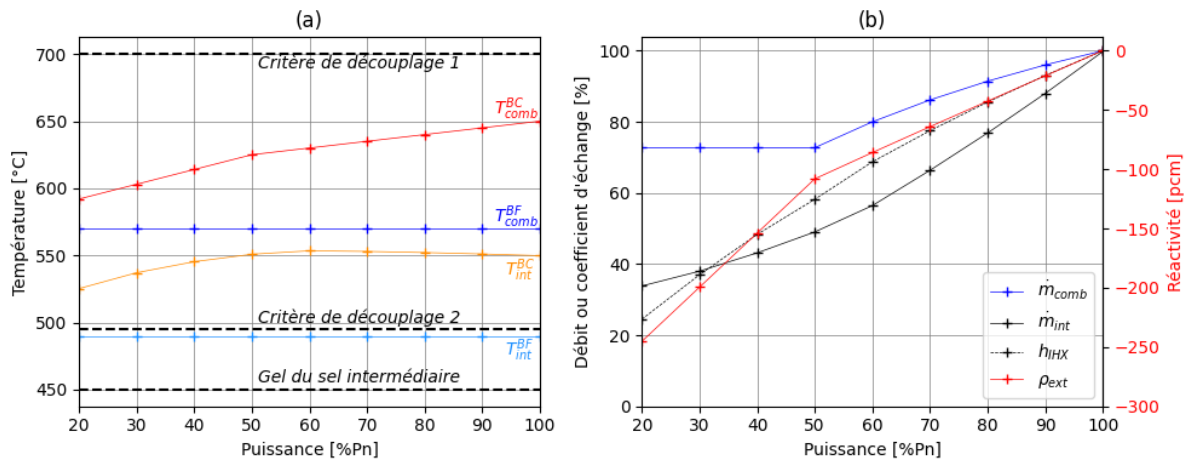


Figure 5.4 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP2

Elle repose partiellement, entre 50 %Pn et 100 %Pn, sur un troisième objectif de pilotage, qui permet de définir complètement les conditions opérationnelles pour chaque puissance partielle, et donc de calculer les valeurs adéquates des trois commandes par le modèle R2P2 : ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} , \dot{m}_{int} .

On cherche à évaluer l'intérêt des réacteurs à sels fondus pour des transitoires de variation de puissance de 20 %Pn/min, comme cela a été étudié par d'autres auteurs (Chapitre 1, section 1.3). On suppose également dans cette thèse que les variations temporelles de la température des sels ne doivent pas excéder 10 °C/min. Les taux de variation de la température des structures des circuits seront nécessairement inférieurs à cette valeur, qui reste une limite forfaitaire à ce stade de la conception d'ARAMIS-P. La combinaison de ces deux valeurs donne une limite en valeur absolue de 0,5 °C/%Pn, pour le taux de variation de la température en fonction de la puissance $\Delta T/\Delta P$. Ce taux est reporté pour chaque stratégie, et pour les températures T_{comb}^{BC} et T_{int}^{BF} , dans le Tableau 5.3.

Stratégie de pilotage	$\Delta T_{comb}^{BC}/\Delta P$	$\Delta T_{int}^{BF}/\Delta P$	Intervalle de P
	°C/%Pn	°C/%Pn	
Comportement naturel SP0	0,42	-1,5	20; 100
SP1 (ex SP A)	0,83	0	20; 100
SP2	1,11	0	20; 50
	0,50	0	50; 100

Tableau 5.3 : Comparaison des taux de variation de température pour les différentes SP

Pour une puissance supérieure à 50 %Pn, la stratégie SP2 respecte l'objectif $\Delta T_{comb}^{BC}/\Delta P = 0,5$ °C/%Pn. En revanche, en-dessous de 50 %Pn, il n'est plus considéré comme nécessaire d'offrir au réseau électrique une variation de puissance aussi rapide, et on cherche plutôt à garder constante la valeur de \dot{m}_{comb} , pour limiter l'amplitude de variation par rapport à la SP B. Le domaine de fonctionnement de la Figure 5.4 exhibe ainsi deux allures différentes de part et d'autre de 50 %Pn. La stratégie SP2 a l'avantage de maintenir \dot{m}_{comb} au-dessus de 60% de sa valeur nominale, qui est la limite identifiée lors de l'étude de la SP B.

5.1.4. Conclusion sur les stratégies de pilotage

Les stratégies de pilotage SP0, SP1 et SP2 ont été définies en se basant sur différents objectifs, et en complétant leurs domaines de fonctionnement caractéristiques par le modèle R2P2. Les stratégies SP1 et SP2 possèdent deux objectifs communs, et globalement le comportement du réacteur est similaire dans les deux cas, notamment au niveau du circuit intermédiaire. La SP2 permet de limiter les taux de variation de température, lors d'un transitoire de changement de puissance à 20 %Pn/min, entre 50 %Pn et 100 %Pn, et en combinant les trois commandes disponibles dans les circuits de sel : ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} .

Notation	Unité	Valeurs						
		0			1		2	
SP	-	-	50	30	50	30	50	30
P	%Pn	100	50	30	50	30	50	30
<i>Commandes</i>								
ρ_{ext}	pcm	0	0	0	-166	-232	-108	-199
\dot{m}_{comb}	%	100	100	100	100	100	73	73
\dot{m}_{int}	%	100	100	100	49	38	49	38
\dot{m}_{gaz}	%	100	50	30	50	30	50	30
$T_{gaz}^{e\ SGHX}$	°C	411	453	470	397	396	397	396
<i>Variables</i>								
T_{comb}^{BC}	°C	650	630	622	610	594	625	603
T_{comb}^{BF}	°C	570	590	598	570	570	570	570
T_{int}^{BC}	°C	550	581	593	551	537	551	537
T_{int}^{BF}	°C	490	551	576	490	490	490	490
$T_{gaz}^{s\ SGHX}$	°C	535	576	593	521	520	521	520
h_{IHX}	%	100	102	106	65	40	58	37
h_{SGHX}	%	100	63	60	35	26	35	26

Tableau 5.4 : Caractéristiques des trois stratégies de pilotage retenues lors de la sous-méthodologie SM2

Ces stratégies de pilotage doivent toutefois être complétées par la modélisation R2P2 « chaudière + SGHX » avec son système de conversion d'énergie (SCE). Pour rappel, nous avons utilisé le modèle R2P2 de la chaudière uniquement, à 4 équations et 8 inconnues. Pour prendre en compte le SCE, le modèle R2P2 complet est nécessaire, apportant 1 degré de liberté supplémentaire (3 inconnues – $T_{gaz}^{s\ SGHX}$, $T_{gaz}^{e\ SGHX}$ et \dot{m}_{gaz} – et 2 équations ajoutées). Généralement, on aurait intérêt à conserver constante $T_{gaz}^{s\ SGHX}$ à l'entrée de la turbine, mais une conception plus approfondie du cycle de Brayton d'ARAMIS-P, par rapport à ce qui a été proposé au Chapitre 4, paragraphe 4.3.2, est nécessaire pour dégager une relation entre ces trois paramètres, à différentes valeurs de puissance. Des études dans ce sens pourraient être effectuées en perspective de la thèse. Néanmoins à ce stade, pour poursuivre l'application de la sous-méthodologie SM2, on se concentre davantage sur les circuits de sel, et on suppose une simple relation de proportionnalité entre \dot{m}_{gaz} et P. Cette hypothèse retire le degré de liberté du système, et ainsi à chaque état de puissance partielle correspond un unique couple de valeurs ($T_{gaz}^{e\ SGHX}$, $T_{gaz}^{s\ SGHX}$). Le Tableau 5.4 présente les points de fonctionnement calculés par le modèle R2P2, à 100 %Pn et pour chaque stratégie, à 30 %Pn et 50 %Pn.

Pour le comportement naturel, le gaz en entrée du SGHX doit s'échauffer pour que la puissance d'équilibre du réacteur diminue. Avec l'hypothèse précédente de proportionnalité, ΔT_{gaz} reste toutefois constant, et ainsi T_{gaz}^{eSGHX} ne tend pas vers la température isotherme de 610 °C, a contrario des températures de sel comme expliqué précédemment. T_{gaz}^{sSGHX} diminue avec la puissance pour les stratégies de pilotage SP1 et SP2, jusqu'à 15 °C d'écart avec la température nominale.

Les solutions du modèle R2P2 divergent pour des puissances inférieures à 30 %Pn, à cause du phénomène déjà identifié pour la SP B de changement de régime d'écoulement, cette fois-ci dans le SGHX : la nouvelle borne minimale correspond à 38% de la valeur nominale de \dot{m}_{int} pour l'état de fonctionnement du réacteur en production. Cet état couvre donc désormais les puissances partielles de 30 %Pn à 100 %Pn, soit. Le transitoire de démarrage, dont l'étude s'inscrit dans le pilotage en fonctionnement normal, doit donc être défini jusqu'à 30 %Pn, dans le cas où les stratégies présentées dans cette partie sont retenues. Cette décision se base sur deux évaluations prévues par la sous-méthodologie SM2 :

- Evaluation du comportement du réacteur en dynamique contrôlée
- Evaluation des marges du domaine de fonctionnement associé à chaque stratégie, par l'analyse physico-statistique du comportement accidentel en dynamique libre

Les sections suivantes présentent l'analyse de la dynamique contrôlée du réacteur ARAMIS-P avec le code neutronique-thermohydraulique à l'échelle système MOSAICS. L'analyse de la dynamique libre en fonctionnement accidentel, basée sur MOSAICS et des méthodes statistiques, est quant à elle effectuée au Chapitre 6.

5.2. Comportement du réacteur ARAMIS-P lors d'un transitoire piloté de variation de puissance

Dans cette partie, les stratégies de pilotage définies précédemment, sur la base de l'étude des états d'équilibres, sont évaluées dynamiquement. Le code MOSAICS, et un transitoire de fonctionnement normal, de passage de 50 %Pn à 100 %Pn, sont choisis pour cette analyse. Le modèle du code MOSAICS a été présenté au Chapitre 3, section 3.3. La modélisation d'ARAMIS-P est présentée au paragraphe 5.2.1, tandis qu'au 5.2.2 le point de fonctionnement nominal obtenu est discuté, avant de présenter les résultats du transitoire au 5.2.3. Notons que durant le transitoire de variation de puissance en fin de section, les variations des commandes sont imposées, et non pas dues à des régulations permettant de respecter une consigne.

5.2.1. Modélisation du réacteur avec MOSAICS

Dans l'ensemble du Chapitre 4, la plupart des paramètres du réacteur ARAMIS-P ont été décrits, et sont directement utilisables pour sa modélisation avec le code MOSAICS. On se limitera, dans cette sous-partie 5.2.1, à détailler la démarche d'obtention de paramètres supplémentaires, par rapport à ceux directement disponibles dans le chapitre précédent.

Le modèle de Cinétique Point par Zone (CPZ) de MOSAICS fait intervenir différentes pondérations spatiales pour le calcul du bilan de réactivité et du bilan de population neutronique, comme vu au Chapitre 3, paragraphe 3.3.5. On rappelle que toutes ces

pondérations sont des fonctions simples du flux neutronique, dans MOSAICS. De plus, le flux est supposé être le produit d'un cosinus axial et d'une fonction de Bessel radiale (équation (3.48)), paramétrés par la distance d'extrapolation d_{ex} à laquelle s'annule le flux. En conservant les hypothèses du modèle, il faut donc calculer ce paramètre.

Pour modéliser ARAMIS-P, les valeurs du flux neutronique ont été calculées en différents points, en résolvant l'équation du transport sur un modèle simplifié du cœur et du réflecteur, composé de deux cylindres imbriqués à températures uniformes : 610 °C pour le sel et 500 °C pour le réflecteur en MgO. Le code de calcul Monte-Carlo SERPENT2 [5] a été utilisé (bibliothèque de sections efficaces JEFF-3.1.1 [129]), et les résultats sont représentés sur la Figure 5.5.

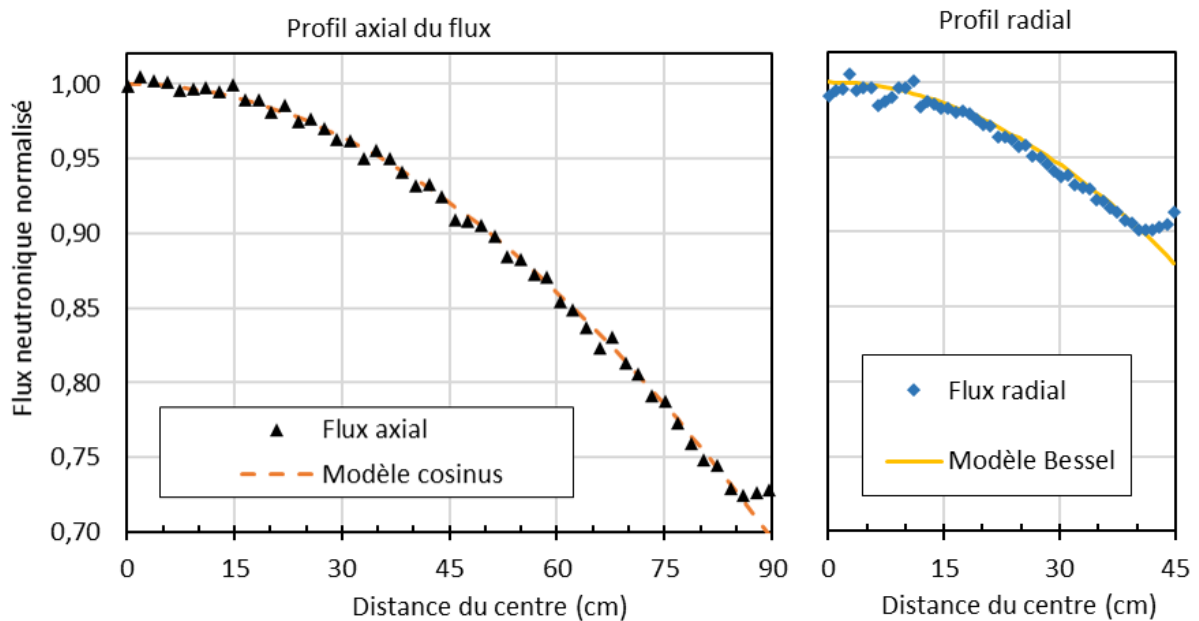


Figure 5.5 : Distributions axiale et radiale du flux neutronique dans le cœur d'ARAMIS-P à partir du centre

A partir du centre du cœur, le profil axial du flux a été tracé sur la moitié de la hauteur du cœur, et le profil radial sur le rayon. Les valeurs ont ensuite été renormalisées à la valeur maximale, de telle sorte que le flux au centre soit égal à 1. L'approximation par un modèle cosinus ou Bessel avec une distance d'extrapolation permet de bien représenter la distribution du flux en cœur, à l'exception d'une zone à environ 5 cm des parois du réflecteur ; le MgO modère les neutrons, ce qui augmente le taux de fission dans cette région et fait croître le flux de neutrons. Le modèle neutronique de MOSAICS ne permet pas de capturer ce phénomène de remontée de puissance. De plus, cette chaleur plus élevée proche de la paroi est déposée dans la couche limite de l'écoulement. Le modèle thermohydraulique de MOSAICS ne calcule pas les profils de vitesse et de température au sein d'une maille, ce qui ne permet pas de caractériser cette couche limite avec un nombre de mailles réduit.

On choisit toutefois de conserver les hypothèses du modèle MOSAICS concernant le flux ; modifier les paramètres d'entrée du modèle de neutronique est une perspective de la thèse. Par ailleurs, le modèle amène à un second problème : les distances d'extrapolation pour les flux axial et radial sont différentes, comme listées dans le Tableau 5.5. Etant donné que la variation radiale du flux est moins importante que la variation axiale d'après la Figure 5.5, on choisit de

conserver la distance d'extrapolation axiale, qui est plus importante. Pour le flux radial, le modèle avec une valeur supérieure de $d_{ex} > d_{ex}^R$ conduit à un profil plus aplati.

Une solution simple pour pallier ces problèmes consiste à ne pas mailler radialement le cœur ; ce choix permet en outre de ne pas formuler d'hypothèse supplémentaire sur la distribution radiale de la vitesse d'écoulement en bas du cœur. Cela revient à modéliser en 1D l'écoulement du sel en cœur, ce qui ne dégrade pas fortement la précision du calcul sur le comportement dynamique global du réacteur comme évoqué dans l'état de l'art, d'après les travaux de [90]. Ce choix, par ailleurs moins coûteux en temps de calcul, a été comparé avec d'autres modélisations multi-1D avec MOSAICS (maillage radial), en donnant des résultats similaires. Une perspective de travail est de comparer avec un modèle 3D de thermohydraulique couplée à la neutronique, mieux adapté pour caractériser l'écoulement en cœur. Cette étude pourrait être réalisée dans le cadre du projet ISAC, sur l'esquisse de réacteur à sels fondus en cours développement.

Achevant la modélisation neutronique du réacteur ARAMIS-P, on rappelle qu'un modèle de puissance résiduelle a été ajouté dans le code MOSAICS lors de ces travaux de thèse. Cette puissance est due à la chaleur émise lors de la décroissance des radionucléides présents dans le sel, y compris lorsque la réaction de fission en chaîne est arrêtée. Elle décroît après l'arrêt de la réaction en chaîne selon plusieurs échelles de temps caractéristiques, comme l'a calculé M. Brovchenko par exemple pour le MSFR [116]. En l'absence de résultats pour ARAMIS-P, les données du MSFR, représentées sur la Figure 5.6, ont été utilisées dans cette thèse.

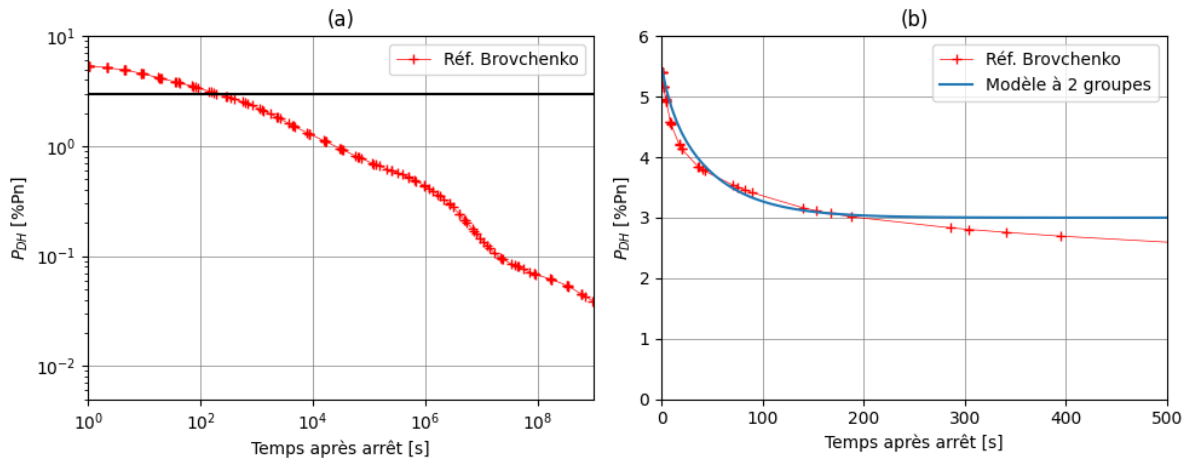


Figure 5.6 : Reproduction de la puissance résiduelle du MSFR issue des travaux de M. Brovchenko [116] (a) et comparaison au modèle proposé pour ARAMIS-P (b)

Dans la Figure 5.6 (b), la courbe du MSFR est approximée comme une somme de deux exponentielles décroissantes et d'un terme constant égal à 3 %Pn. Cette approximation est relativement fidèle pour les transitoires de l'ordre de 200 secondes, ce qui correspond à l'échelle de temps de la plupart des transitoires calculés dans cette thèse, et est ensuite supérieure au MSFR au-delà. Cette hypothèse plus pénalisante permet d'effectuer des analyses conservatives lors de transitoires accidentels. Le modèle de puissance résiduelle d'ARAMIS-P est donc donné par l'équation (5.1). L'ensemble des paramètres neutroniques est donné dans le Tableau 5.5.

$$P_{DH}(t) = P_{DH}^{\infty} + P_{DHP}^1 \exp(-\lambda_{DHP}^1 t) + P_{DHP}^2 \exp(-\lambda_{DHP}^2 t) \quad (5.1)$$

Paramètre	Unité	Notation	Valeur
Distance d'extrapolation axiale	cm	d_{ex}^Z	85,017
Distance d'extrapolation radiale	cm	d_{ex}^R	17,8
Distance d'extrapolation retenue	cm	d_{ex}	85,017
Puissance résiduelle à l'équilibre - total	%Pn	$P_{DH}(0)$	5,5
Puissance résiduelle à l'équilibre - terme constant	%Pn	P_{DH}^∞	3
Puissance résiduelle à l'équilibre - groupe 1	%Pn	P_{DHP}^1	0,5
Puissance résiduelle à l'équilibre - groupe 2	%Pn	P_{DHP}^2	2
Constante de décroissance - groupe 1	s ⁻¹	λ_{DHP}^1	0,1
Constante de décroissance - groupe 2	s ⁻¹	λ_{DHP}^2	0,02

Tableau 5.5 : Paramètres neutroniques additionnels d'ARAMIS-P pour le modèle MOSAICS

Ensuite, concernant le modèle thermohydraulique de MOSAICS, différents choix ont été effectués dans cette thèse pour pouvoir représenter ARAMIS-P. Dans le cœur tout d'abord, le choix d'une modélisation 1D vient d'être établi. Comme discuté au Chapitre 4, les échangeurs IHX de référence à tubes en U et calandre ont été remplacés par des IHX à plaques lisses. En effet, pour la même raison que la neutronique du cœur, la première modélisation du RSF ARAMIS-P avec le code MOSAICS a été effectuée en début de thèse, période durant laquelle des développements importants du code n'étaient pas envisagés. De plus, le modèle MOSAICS ne prévoit que deux tuyaux droits du cœur à l'IHX, et de l'IHX au cœur : Branche Chaude ou Froide (BC et BF). Il en est de même pour le circuit intermédiaire, entre l'IHX et le SGHX. Le nombre de tuyaux n'a pas été changé. En revanche, le code a été modifié dans le cadre de ces travaux de thèse, pour pouvoir définir avec plus de liberté les dimensions géométriques de ces quatre conduites, et en les découplant. Les dimensions du modèle ont alors été choisies pour conserver les grandeurs suivantes de l'esquisse :

- Volumes froids et chauds des deux circuits (la BF du circuit combustible contient dans ses dimensions le volume de sel mobilisé par les pompes)
- Diamètres des conduites du circuit combustible, pour conserver la vitesse d'écoulement
- Différences d'altitude entre les points chauds et froids du circuit combustible : l'objectif est de conserver les termes moteurs de la convection naturelle dans ce circuit, où le bilan de quantité de mouvement est calculé. Cette grandeur est le produit de la longueur L (déduite du volume, imposé) du composant, et de son inclinaison, $\cos \theta$.

Il convient de noter que le circuit combustible ainsi obtenu, une fois ses composants mis bout à bout, ne « se referme » pas, puisque le respect des trois points ci-dessus a été placé en priorité. La Figure 5.7 du paragraphe suivant illustre la géométrie.

Pour compléter le circuit combustible, des coefficients de pertes de charge singulières ont été proposés, sur la base de la CAO d'ARAMIS-P présentée sur la Figure 4.1, et d'ordres de grandeur issus du Mémento des pertes de charge [130]. La possibilité de définir librement une valeur de coefficient dans les composants ainsi qu'à leurs jonctions est également issue d'un développement du code effectué dans le cadre de ces travaux. Une perte de charge singulière a été forfaitairement attribuée dans le cœur. Le maillage axial des composants a été défini grâce à une étude de convergence. Le Tableau 5.6 résume les paramètres thermohydrauliques du réacteur. Certains paramètres sont également représentés sur la Figure 5.7 du paragraphe suivant.

Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

Paramètre	Unité	Notation	Valeur						
			Cœur	BC comb	BF comb	IHX	BC int	BF int	SGHX
Longueur axiale (sens de l'écoulement)	m	L	1,828	1,3	4,36	1,372	5		3,565
Section de passage	m ²	Σ	0,656	0,071		0,23	0,59		0,709
Diamètre hydraulique	m	D_h	0,914	0,3		0,005	0,865		0,005
Surface d'échange	m ²	S	-	-	-	253	-	-	2021
Cosinus entre la direction de l'écoulement et le champ de pesanteur	-	$\cos \theta$	-1	-0,39	0,22	1	-		
Coefficient de perte de charge singulière interne	-	f_{sing}	0,5	0	2	0	-		
Nombre de mailles axiales	-	N_z	20	13	44	40	50	50	40

Tableau 5.6 : Paramètres thermohydrauliques additionnels d'ARAMIS-P pour le modèle MOSAICS

Enfin, des développements récents du code MOSAICS en fin de thèse ont permis d'inclure un modèle de transfert et d'inertie thermiques dans la paroi des échangeurs IHX et SGHX, comme discuté au Chapitre 3, paragraphe 3.3.4. Ce modèle supplémentaire est ponctuellement utilisé dans la suite, au paragraphe 5.2.3 et dans le Chapitre 6, pour des points de comparaison. Les paramètres supplémentaires nécessaires à ce modèle sont des lois de propriétés thermophysiques des matériaux de l'IHX et du SGHX, qui pour simplifier ont été prises constantes, et égales à des ordres de grandeur typiques des aciers inoxydables. Elles devront être mises à jour lorsque des matériaux sont sélectionnés dans la suite des études de conception. Les valeurs sont données dans le Tableau 5.7.

Propriété	Unité	Notation	Valeur
Masse volumique	kg.m ⁻³	ρ	7000
Capacité calorifique	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹	c_p	600
Conductivité thermique	W.m ⁻¹ .°C ⁻¹	λ	20
Diffusivité thermique	m ² .s ⁻¹	α	4,76 10 ⁻⁶

Tableau 5.7 : Propriétés des matériaux composant l'IHX et le SGHX d'ARAMIS-P

5.2.2. Analyse du régime permanent

Un calcul du régime permanent d'ARAMIS-P avec le modèle MOSAICS est d'abord effectué, en choisissant des conditions aux limites égales à celles prédites par le modèle R2P2, pour le cas à 100 %Pn. Les valeurs des commandes, à savoir débits, réactivité (nulle à 100 %Pn) et température froide de gaz T_{gaz}^{eSGHX} calculées avec l'outil R2P2 ont été résumées dans le Tableau 5.4. La carte de température au régime permanent calculée par MOSAICS en appliquant ces conditions aux limites, est représentée sur la Figure 5.7. Les valeurs numériques plus détaillées sont fournies dans le Tableau 5.8.

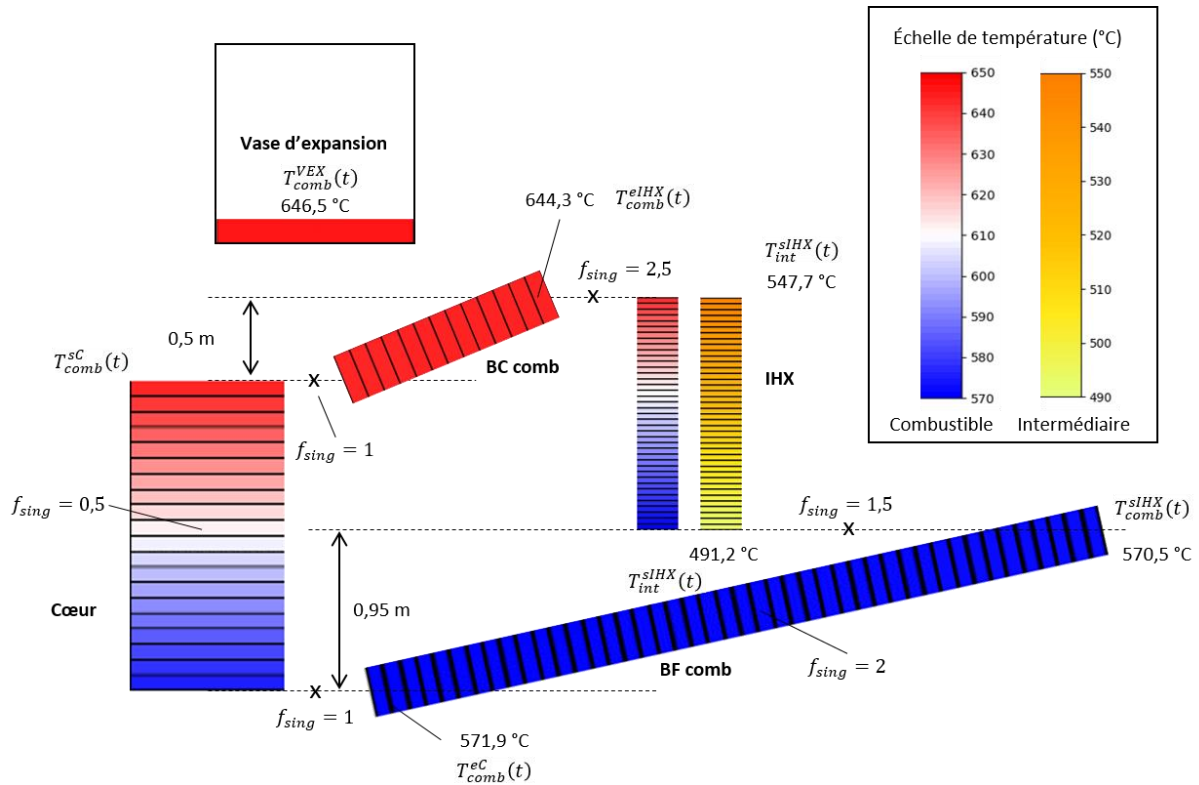


Figure 5.7 : Schéma de la modélisation d'ARAMIS-P avec MOSAICS et cartes de température à l'équilibre

On peut remarquer que les températures chaudes du circuit combustible sont différentes, à cause de la génération de puissance résiduelle dans la branche chaude (BC) et le vase d'expansion. C'est cette dernière, T_{comb}^{VEX} , qui est la plus élevée, mais tout de même inférieure à la valeur de 650 °C issue du dimensionnement et prédite par le modèle R2P2 qui ne prend pas en compte la distribution de la puissance nucléaire dans le circuit. De même en branche froide, T_{comb}^{ec} est légèrement supérieure à T_{comb}^{slHX} , qui est le point froid du circuit. Les écarts avec le modèle R2P2 sont généralement plus élevés pour les températures chaudes du réacteur que pour les températures froides – sachant que la valeur de T_{gaz}^{eSGHX} est commune aux deux modèles car il s'agit d'une condition aux limites. Une source d'écart possible est que le modèle R2P2 ne prend pas en compte la puissance résiduelle, et considère que toute la puissance est produite en cœur. Dans MOSAICS, une part de 0,945 est libérée immédiatement dans le cœur, P_{fiss} , et le reste est dû à la puissance résiduelle, non prise en compte dans le modèle R2P2.

De plus, MOSAICS prédit des températures froides supérieures au modèle R2P2, et des températures chaudes inférieures, ce qui dans l'ensemble conduit à un échauffement ΔT réduit dans chaque circuit, se traduisant, à débits identiques, par une puissance inférieure d'environ 6 %Pn. Ces écarts peuvent être dus à la modélisation d'un terme de transfert thermique maille par maille, avec un coefficient d'échange convectif local, dans MOSAICS, alors qu'un unique coefficient global, pris à la température médiane, est utilisé dans R2P2 – bien que les corrélations de nombre de Nusselt utilisées soient identiques.

Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

Variable MOSAICS	Unité	Valeur à l'équilibre	Variable R2P2 correspondante	Valeur R2P2	Ecart
<i>Entrées</i>					
ρ_{ext}	pcm	0	ρ_{ext}	0	0
\dot{m}_{comb}	%	100	\dot{m}_{comb}	100	0
\dot{m}_{int}	%	100	\dot{m}_{int}	100	0
\dot{m}_{gaz}	%	100	\dot{m}_{gaz}	100	0
T_{gaz}^{eSGHX}	°C	410,5	T_{gaz}^{eSGHX}	410,5	0
<i>Sorties</i>					
T_{comb}^{SC}	°C	643,95	T_{comb}^{BC}	650	6,05
T_{comb}^{VEX}	°C	646,53			3,47
T_{comb}^{eIHX}	°C	644,35			5,65
T_{comb}^{sIHX}	°C	570,54	T_{comb}^{BF}	570	-0,54
T_{comb}^{eC}	°C	571,86			-1,86
T_{int}^{sIHX}	°C	547,41	T_{int}^{BC}	550	2,59
T_{int}^{eSGHX}	°C				
T_{int}^{sSGHX}	°C	491,24	T_{int}^{BF}	490	-1,24
T_{int}^{eIHX}	°C				
T_{gaz}^{sSGHX}	°C	532,37	T_{gaz}^{sSGHX}	535	2,63
$P_{nuc} = P_{IHX} = P_{SGHX}$	%Pn	94,12	P	100	5,88
P_{fiss}	%Pn	88,94	-		
P_{fiss}/P	-	0,945	-		
P_{DH}	%Pn	5,18	-		
P_{DH}/P	-	0,055	-		
$\beta_s - \rho_n$	pcm	73,3	β_c	74,2	0,9
Δp_{comb}	bar	1,68	-		

Tableau 5.8 : Régime permanent obtenu avec MOSAICS et comparaison avec le modèle R2P2

En revanche, on observe un très bon accord entre les modèles avec la valeur de $\beta_s - \rho_n$, qui permet de définir avec MOSAICS la valeur de β_c puisque ρ_n n'est pas nulle à l'équilibre (cf. discussion dans le paragraphe 3.3.5 et en Annexe A). Malgré la différence de modèle entre MOSAICS, prenant en compte les pondérations des neutrons retardés émis en cœur par l'importance neutronique, et R2P2, où seul le total physique est calculé, les deux outils donnent des valeurs très proches. Cet accord est probablement dû au fait que dans le réacteur ARAMIS-P, la nappe de flux neutronique est plutôt uniforme (cf. Figure 5.5), avec une distance d'extrapolation élevée, et que dans MOSAICS on suppose le flux adjoint suivant la même distribution spatiale que le flux neutronique. Ainsi, on tend vers le cas limite où les coefficients de pondération des précurseurs dans MOSAICS sont égaux à 1, ce qui dans ce cas est équivalent au modèle analytique développé en Annexe A.

Une analyse plus précise de ces résultats pourrait permettre d'identifier les sources de ces écarts. Une variante du modèle R2P2 pourrait également être développée pour prendre en compte la distribution de la puissance résiduelle dans le circuit, de façon similaire au modèle des précurseurs de neutrons retardés, même si cela demande un niveau de détail supérieur du réacteur (répartition des volumes entre l'amont, l'aval et dans l'IHX) par rapport à la version actuelle. On peut également envisager le calcul d'un coefficient d'échange local dans les échangeurs, avec un modèle 1D, via des développements à mener dans le code ATOS. Ces

améliorations pourraient être effectuées dans la prolongation des travaux de thèse ; néanmoins l'accord entre les modèles MOSAICS et R2P2 est jugé satisfaisant pour poursuivre l'application de la méthodologie.

5.2.3. Transitoire piloté de variation de charge

Dans ce paragraphe, on cherche à évaluer simplement les stratégies de pilotage définies précédemment, sur la base d'études du régime permanent, en passant à l'analyse du comportement dynamique en transitoire. On choisit pour cela un transitoire d'augmentation de puissance d'ARAMIS-P, de 50 à 100 %Pn en 150 s, soit une rampe de 20 %Pn/min. On rappelle que pour la stratégie SP2, cela correspond à un maximum des taux de variation de température des sels de 10 °C/min.

Les états d'équilibre initiaux pour chaque SP sont obtenus en imposant les conditions aux limites du Tableau 5.4. De plus, pour la puissance résiduelle, on suppose que le réacteur a fonctionné suffisamment longtemps à puissance nominale, pour que $P_{DH,cst}^{\infty} = 9$ MW. Seuls les groupes de précurseurs de chaleur résiduelle de temps de vie plus courts voient leurs concentrations modifiées. Ainsi le rapport P_{DH}/P , égal à 0,055 pour l'état d'équilibre asymptotique à puissance nominale, est ici plus important à 50 %Pn. A la fin du transitoire, si le réacteur se stabilise à 100 %Pn, on aura $P_{DH}/P = 0,055$, quelle que soit la stratégie de pilotage considérée.

Enfin, pour chaque stratégie de pilotage, le transitoire commence en faisant varier les commandes correspondantes, de leurs valeurs à 50 %Pn à leurs valeurs à 100 %Pn, linéairement avec le temps entre 0 et 150 s (20 %Pn/min). **Les variations de commandes sont donc imposées**, car à ce stade aucune régulation permettant de respecter une consigne de pilotage n'a été définie. Il s'agit donc d'une évaluation préliminaire de la réponse dynamique du réacteur ARAMIS-P avec les stratégies de pilotage.

Les valeurs de commandes à 50 et 100 %Pn se trouvent dans le Tableau 5.4. Cette hypothèse de variation linéaire entre les deux extrêmes est une simplification, car toutes les commandes ne sont pas des fonctions affines de la puissance ; c'est le cas pour la réactivité (SP1 et SP2) et le débit de gaz (toutes les stratégies), mais pas pour le reste. On peut par exemple observer l'évolution du débit du circuit intermédiaire sur les Figures 5.2 et 5.4 : elle n'est pas linéaire avec la puissance. La courbe $\dot{m}_{int}(P)$ est convexe, donc inférieure à la droite reliant $\dot{m}_{int}(50\%Pn)$ et $\dot{m}_{int}(100\%Pn)$. L'approximation linéaire sera donc en avance de phase sur la valeur de \dot{m}_{int} théorique à chaque instant, mais elle permettra tout de même de bien décrire l'évolution de cette commande.

Le transitoire calculé avec MOSAICS est représenté sur la Figure 5.8. Initialement, les trois stratégies de pilotage permettent de fournir une puissance de 49 %Pn avec un objectif de 50 %Pn, ce qui est un écart faible comparé à la pleine puissance (94 %Pn contre 100 %Pn visé). Durant le transitoire, le réacteur a un comportement très similaire pour les stratégies SP1 et SP2 : seul T_{comb}^{SC} diffère. L'augmentation de cette dernière est inférieure à 25 °C pour la SP2, ce qui permet de respecter la rampe maximale de 10 °C/min. Les températures des branches froides des circuits de sel varient faiblement, et retournent à leur valeur initiale en fin de transitoire. Les écarts sont dus à l'avance de phase de l'approximation linéaire pour l'évolution des débits, comme évoqué ci-dessus. Dans l'ensemble, les stratégies de pilotage SP1 et SP2 semblent adéquates pour contrôler le réacteur en respectant les domaines de fonctionnement, et

les faibles écarts pourraient potentiellement être améliorés en mettant en place des régulations : nous étudierons la question au paragraphe 5.3.

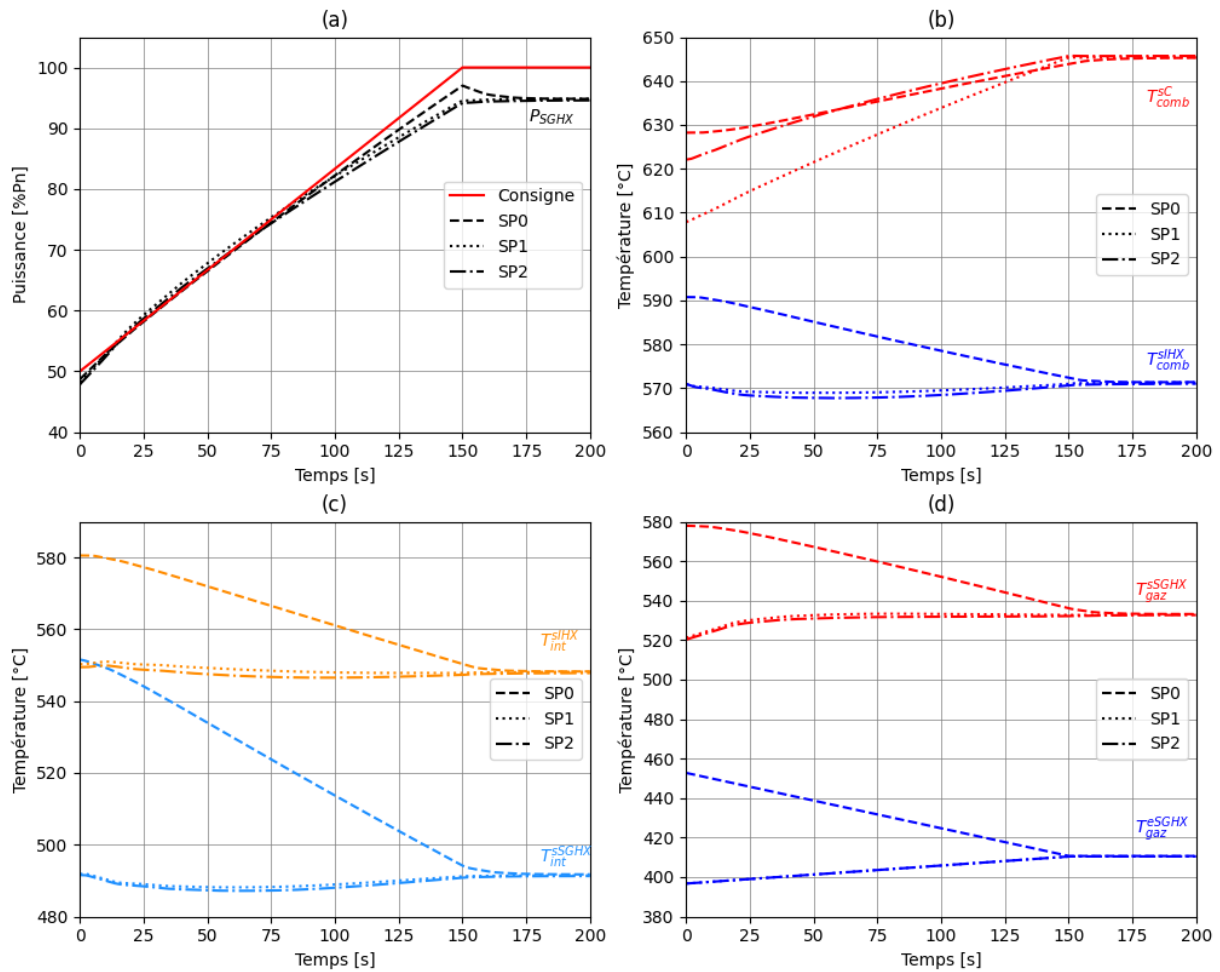


Figure 5.8 : Transitoire d'augmentation de la puissance de 50 %Pn à 100 %Pn du réacteur ARAMIS-P avec le code MOSAICS

Globalement, le pilotage du réacteur permet de limiter les variations de température dans les circuits en comparaison avec le comportement naturel (SP0). De plus, l'écart entre l'état du réacteur à 150 s et son état asymptotique est plus important pour la SP0 que pour les stratégies de pilotage SP1 et SP2 : le comportement naturel nécessite en effet une durée supérieure pour atteindre l'équilibre. En particulier, on remarque que, pour le comportement naturel, P_{SGHX} dépasse sa valeur finale de quelques %Pn de 150 s à environ 170 s. Les temps caractéristiques de circulation des sels dans le réacteur permettent de comprendre ce retard par rapport à la consigne de puissance, et leur rôle sera explicité au Chapitre 6.

La dynamique contrôlée d'ARAMIS-P est également dépendante de l'inertie des matériaux de structure, et notamment des échangeurs IHX et SGHX. Les résultats de la Figure 5.9 présentent des différences significatives par rapport au calcul précédent. Ceux-ci ont été obtenus en modélisant les transferts thermiques dans la paroi métallique des échangeurs de chaleurs avec le code MOSAICS, comme discuté au Chapitre 3.

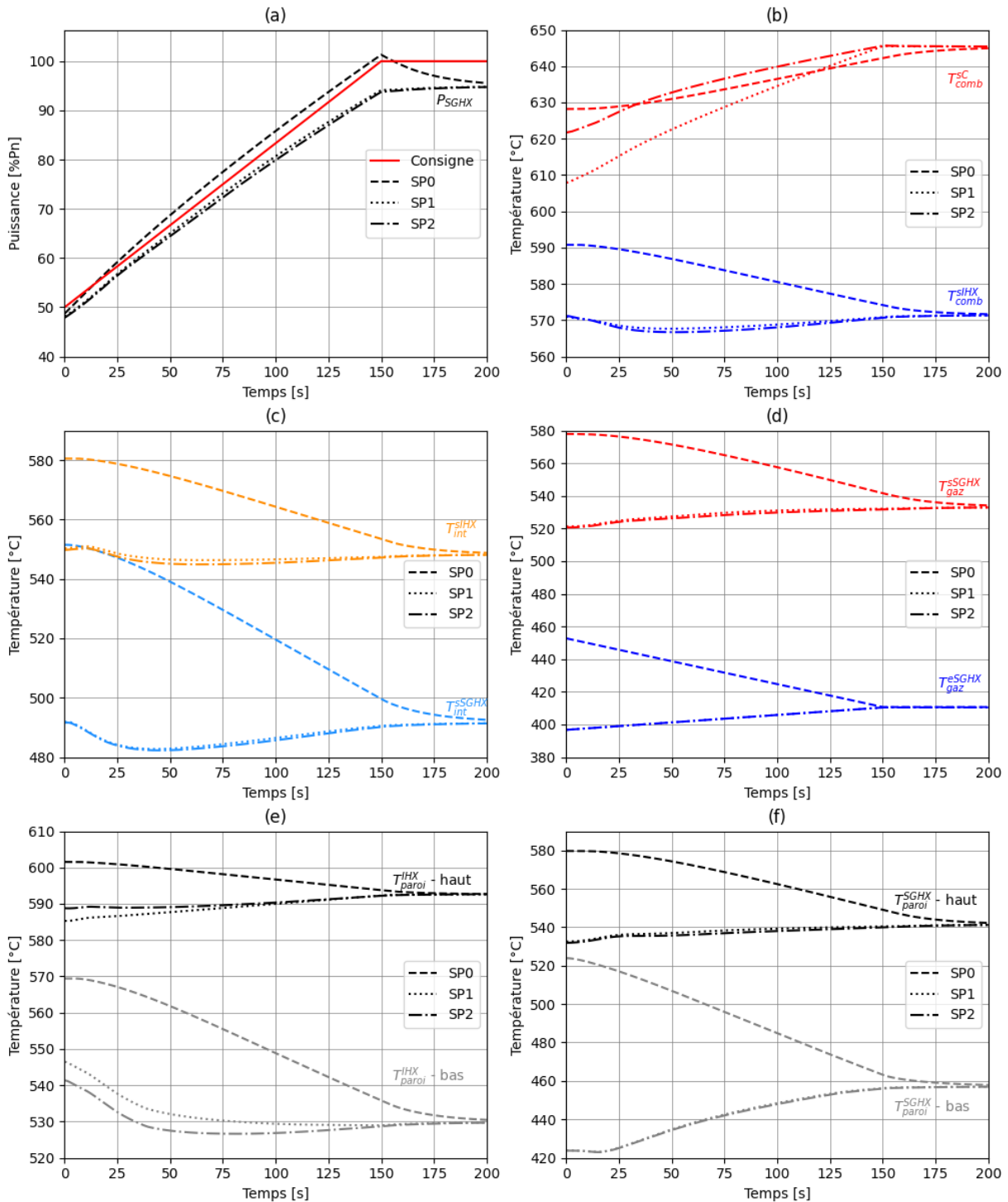


Figure 5.9 : Transitoire piloté d'augmentation de la puissance de 50 %Pn à 100 %Pn du réacteur ARAMIS-P avec le code MOSAICS incluant le modèle de thermique des échangeurs

Ce modèle permet notamment de calculer l'évolution temporelle des structures dans l'IHX et le SGHX : les valeurs à l'équilibre sont fournies par le Tableau 5.9. La SP2 est la plus performante pour limiter les variations de température de l'IHX, et à égalité avec la SP1 pour le SGHX. Ainsi le bas de l'IHX varie de -11 °C durant le transitoire piloté, en plus de 150 secondes, ce qui donne une variation de température de -4,4 °C/min, en ordre de grandeur. La variation dans le bas du SGHX est supérieure en valeur absolue, de l'ordre de 13,6 °C/min. Celle-ci est due à la diminution forte du coefficient d'échange thermique du sel intermédiaire

entre 100 %Pn et 50 %Pn. En effet, le débit de sel diminue de moitié (cf. Tableau 5.4, SP1 et SP2) et donc son nombre de Reynolds également, et on peut calculer avec le code ATOS que l'impact sur le nombre de Nusselt et le coefficient de transfert est une réduction d'un facteur 4,5. Ceci se traduit par une augmentation du même facteur de la résistance thermique du sel, faiblement conducteur, et donc par un plus grand écart de température entre le fluide et la paroi : le sel étant à température constante en bas du SGHX, c'est la température du métal qui doit diminuer fortement. Pour conserver les stratégies de pilotage SP1 et SP2 reposant sur des variations importantes du débit intermédiaire, un retour à la conception devra être effectué sur le SGHX, pour augmenter le nombre de Reynolds du sel au point de fonctionnement nominal. Ainsi, lorsque ce nombre diminue, l'impact relatif sur le nombre de Nusselt sera plus faible. Augmenter la vitesse du sel intermédiaire dans le SGHX est donc une piste d'amélioration, qui pourrait être incluse dans le pré-dimensionnement présenté au Chapitre 4, paragraphe 4.3.3.

D'après la Figure 5.9, la prise en compte de l'inertie accentue les écarts à la consigne pour P_{SGHX} (SP0) mais également T_{comb}^{SIHX} et T_{int}^{SSGHX} (SP1 et SP2), par rapport à la Figure 5.8. Pour prendre l'exemple de T_{int}^{SSGHX} , ceci s'explique à nouveau par l'avance de phase de l'approximation linéaire de \dot{m}_{int} . Avec l'inertie de l'échangeur, l'avance de phase des commandes est plus importante, et les écarts sont supérieurs. Conformément à la description du code MOSAICS, on considère en effet que le modèle thermique des échangeurs n'est pas la référence. Néanmoins, quelques comparaisons seront effectuées avec le modèle thermique dans le chapitre suivant, afin d'améliorer notre compréhension des phénomènes et apporter une critique aux résultats.

Zone	Notation	Unité	Valeurs				Différence		
	SP		-	0	1	2	0	1	2
	P_{SGHX}	%Pn	94	49	49	49	-		
IHX - haut	T_{paroi}^{IHX}	°C	593	602	585	589	-9	8	4
IHX - bas		°C	530	570	547	541	-40	-17	-11
SGHX - haut	T_{paroi}^{SSGHX}	°C	541	580	534	534	-39	7	7
SGHX - bas		°C	458	524	424	424	-66	34	34

Tableau 5.9 : Valeurs des températures aux extrémités des échangeurs d'ARAMIS-P calculées par MOSAICS, à 94 %Pn et 49 %Pn

La partie 5.3 suivante présente la définition et l'implémentation des régulations sur le réacteur ARAMIS-P, dans le but d'améliorer son pilotage.

5.3. Réglage des correcteurs PID pour le suivi de charge

Dans cette partie, on étudie la mise en place de régulations par des correcteurs PID (à contre-réaction Proportionnelle, Intégrale et Dérivée), pour contrôler ARAMIS-P selon les stratégies de pilotage définies précédemment. Après avoir décrit la démarche générale au paragraphe 5.3.1, les paramètres de correcteurs obtenus par une méthode innovante sont donnés dans le paragraphe 5.3.2. Enfin, un transitoire de suivi de charge de 90 %Pn à 100 %Pn est étudié, avec les régulations, au paragraphe 5.3.3.

5.3.1. Objectifs et démarche

La méthode décrite et appliquée dans ce paragraphe 5.3 est inspirée des travaux de thèse d'A. Grange [21], qui a proposé des schémas de contrôle d'un RNR-Na, à l'aide de résultats d'analyse de sensibilité. Le contrôle du réacteur ARAMIS-P par des chaînes de régulation automatiques est étudié, par opposition au transitoire de variation de puissance de la section précédente, basé sur les prédictions du modèle R2P2. L'intérêt potentiel de ces régulations est de piloter le réacteur avec plus de flexibilité et une meilleure dynamique de réponse, et cela ouvre également la voie à la définition des paramètres et des systèmes de protection du réacteur, en perspective de cette thèse.

A ce stade de la méthodologie, on se limite à l'étude des correcteurs PID, qui ont été introduits au Chapitre 1, paragraphe 1.1.5. En effet, d'après la référence [27] traitant de la commande des procédés en général, il s'agit d'un choix très usité dans l'industrie. On note $\epsilon(t)$ l'erreur entre la valeur instantanée de la grandeur régulée ou sortie $y(t)$ et sa consigne $y_c(t)$. La valeur de commande $u(t)$ permettant de réduire à zéro cet écart avec un correcteur PID est donnée par :

$$u(t) = K_p \epsilon(t) + K_i \int_0^t \epsilon(t') dt' + K_d \dot{\epsilon}(t) \quad (5.2)$$

Avec K_p , K_i et K_d les *gains* du correcteur PID. De plus, un PID est également caractérisé par la dérivée maximale de l'action corrective $|\dot{u}_{max}|$ et une bande morte autour de la valeur de consigne, dans le but d'éviter de trop solliciter l'actionneur lorsque la grandeur régulée oscille faiblement. Pour simplifier, et par manque de connaissances technologiques, la bande morte, ainsi que d'autres paramètres tels que des temps caractéristiques d'acquisition et de traitement du signal de la chaîne de mesure, ne sont pas considérés dans cette thèse. On utilise d'ailleurs directement les valeurs de commande, sans chercher à les relier à des actionneurs physiques en première approche. La définition d'un correcteur est donc limitée à l'obtention des trois gains PID et de $|\dot{u}_{max}|$.

Différentes méthodes existent pour obtenir ces gains, notamment décrites dans la référence [27]. On choisit d'utiliser la méthode de la courbe de réaction du procédé, ou méthode de Broïda, décrite dans [21] et [27], qui se base sur l'étude de la réponse temporelle de la variation d'une sortie (la variable régulée) suite à un échelon de commande. Cette méthode fournit un premier jeu de paramètres PID, qu'il convient ensuite de modifier afin d'optimiser la qualité du suivi de consigne, vis-à-vis de différents critères existant dans la littérature : on renvoie directement à [21] pour une discussion et une application de cette étape. Dans la présente thèse, cette dernière étape d'optimisation n'est pas effectuée, et l'accent est plutôt porté vers l'amont de la définition des correcteurs PID : quels couples commande-grandeur régulée sélectionner, et sur la base de quels critères. Le paragraphe suivant décrit une méthode pour répondre à cette problématique dans le cas d'un réacteur à sels fondus.

5.3.2. Choix des commandes et des variables régulées et estimation des paramètres des correcteurs

La méthode proposée dans la référence [21] se base sur l'analyse de sensibilité globale (ASG) pour hiérarchiser les effets de chaque commande sur les sorties d'intérêt du réacteur (puissance,

températures). On renvoie à la description des méthodes statistiques utilisées dans cette thèse, Chapitre 3, section 3.4.

Plus précisément, la décomposition de la variance est effectuée, en calculant les indices de Sobol, dont la valeur entre 0 et 1 est directement interprétable comme une part d'influence sur la réponse du système : pour une variable donnée, une commande est d'autant plus influente que son indice est élevé. De plus, la somme des indices de Sobol du 1^{er} ordre des commandes est inférieure à 1, ou égale dans le cas où il n'y a aucune interaction entre les entrées sur la variance de la variable étudiée.

L'inconvénient majeur de cette méthode est son coût de calcul, qui peut être surmonté en utilisant des métamodèles. Dans le cas des études de pilotage de cette thèse, seules cinq commandes sont étudiées : ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} , \dot{m}_{int} , \dot{m}_{gaz} , T_{gaz}^{eSGHX} . Le problème est donc de dimension 5, ce qui est suffisamment petit pour pouvoir calibrer des métamodèles, un par sortie d'intérêt. Ceux-ci, très rapides d'exécution, sont utilisés pour calculer les indices de Sobol de chaque sortie vis-à-vis des commandes du réacteur.

Toutefois, la valeur des indices de Sobol dépend des variances de la sortie et des entrées. Une entrée avec une très faible variance, si influente soit-elle physiquement, pourrait impacter moins fortement la variance de la sortie qu'une entrée moins influente mais dont la distribution couvre un large intervalle. Ainsi est-il primordial de sélectionner des plages de variation adéquates pour chaque commande d'ARAMIS-P, ce qui constitue un apport de cette thèse par rapport à la méthode de la référence [21] où les intervalles choisis pour les commandes du RNR-Na ne sont pas discutés.

Les valeurs minimale et maximale des commandes correspondent à deux valeurs fixes de puissance P , et sont donc dépendantes de la stratégie de pilotage considérée. Ceci permet d'assurer *a priori* que les intervalles de variation de commandes sont équivalents. Quelques exemples sont fournis Tableau 5.10. Les puissances initiales retenues dans la suite sont 55 %Pn, 75 %Pn et 95 %Pn, et les intervalles sont définis à 5 %Pn autour de P . L'écart-type donné, dans la même unité que la commande, correspond à une loi de distribution uniforme entre les valeurs minimale et maximale.

SP	P (%Pn)	Commande	Unité	Valeur à $P - 5$	Valeur à $P + 5$	Ecart-type σ
0	55	T_{gaz}^{eSGHX}	°C	452,7	444,3	2,4
1	75	ρ_{ext}	pcm	-100	-66	10
2	95	\dot{m}_{comb}	%	96,0	100	1,2

Tableau 5.10 : Exemples de valeurs minimales et maximales des commandes en fonction de la puissance initiale P et de la stratégie de pilotage

En première approche, les indices de Sobol du 1^{er} ordre des sorties P , T_{comb}^{BC} , T_{comb}^{BF} , T_{int}^{BC} , T_{int}^{BF} , T_{gaz}^{SSGHX} du modèle R2P2 sont calculés pour chaque SP et aux différentes valeurs de P initiales. Bien que le code R2P2 tourne rapidement (de l'ordre de 1 s pour calculer un point de fonctionnement), ce n'est pas assez rapide pour effectuer 100000 à 1 million de calculs pour estimer les indices de Sobol. Pour pallier ce problème, deux plans d'expérience de type LHS de 100 points par commande (200 points pour la SP0 à 2 commandes, 500 points pour la SP2 à 5 commandes) sont définis pour chaque cas (soit $2 \times (200 + 400 + 500) = 2200$ calculs R2P2) : le premier LHS sert à entraîner un métamodèle de type processus Gaussien, et le second

sert de base de test pour évaluer la qualité des prédictions. L’outil URANIE est utilisé pour lancer les calculs et effectuer toutes les étapes d’ASG.

Les performances de prédiction des métamodèles, non présentées dans ces travaux par souci de brièveté, sont satisfaisantes. Enfin, les métamodèles sont utilisés pour calculer les indices de Sobol du premier ordre S_i et d’ordre total S_{T_i} , qui requièrent un grand nombre d’évaluations. Les résultats sont représentés sur la Figure 5.10.

		95 %Pn						55 %Pn							
		P	T_{comb}^{BC}	T_{comb}^{BF}	T_{int}^{BC}	T_{int}^{BF}	T_{gaz}^{sSGHX}	P	T_{comb}^{BC}	T_{comb}^{BF}	T_{int}^{BC}	T_{int}^{BF}	T_{gaz}^{sSGHX}		
SP 0	μ	5,7	0,8	0,8	1,3	2,4	2,0	7,1	0,9	0,9	1,4	2,8	1,8		
	\dot{m}_{gaz}	61	0,65	0,65	0,65	0,65	0,64	0,78	0,88	0,87	0,88	0,87	0,87	0,91	
	T_{gaz}^{eSGHX}	2,4	0,35	0,36	0,34	0,36	0,34	0,21	0,13	0,13	0,11	0,11	0,13	0,09	
	$\sum S_i$	0,99	1,01	0,99	1,01	0,98	0,99	1,01	1,00	0,99	0,98	1,00	1,00		
	SP 1	μ	5,1	1,5	1,1	1,4	2,6	2,2	7,5	1,7	1,4	1,8	3,1	6,0	
ρ_{ext}		10	0,15	0,83	0,67	0,43	0,04	0,15	0,04	0,67	0,51	0,31	0,01	0,03	
\dot{m}_{int}		154	0,13	0,03	0,05	0,02	0,40	0,14	100	0,64	0,23	0,35	0,03	0,03	0,51
\dot{m}_{gaz}		61	0,74	0,14	0,27	0,55	0,56	0,74	0,23	0,09	0,13	0,47	0,69	0,40	
T_{gaz}^{eSGHX}		0,3	0,01	0,01	0,00	0,02	0,01	0,01	3,1	0,08	0,03	0,05	0,17	0,24	0,05
$\sum S_i$	1,02	1,00	0,99	1,03	1,00	1,03	0,99	1,02	1,04	0,98	0,97	0,99			
SP 2	μ	4,9	1,2	0,9	1,2	2,5	2,1	7,0	1,7	1,5	1,9	3,1	5,9		
	ρ_{ext}	6	0,07	0,60	0,39	0,25	0,02	0,06	0,03	0,30	0,16	0,12	0,01	0,01	
	\dot{m}_{comb}	47	0,02	0,09	0,15	0,09	0,01	0,03	84	0,03	0,16	0,16	0,12	0,01	0,01
	\dot{m}_{int}	153	0,12	0,04	0,08	0,02	0,40	0,13	100	0,63	0,33	0,44	0,01	0,03	0,48
	\dot{m}_{gaz}	61	0,78	0,25	0,40	0,68	0,57	0,78	0,26	0,13	0,17	0,55	0,72	0,44	
T_{gaz}^{eSGHX}	0,3	0,00	0,00	0,02	0,02	0,00	0,01	3,1	0,10	0,04	0,05	0,20	0,24	0,07	
$\sum S_i$	1,00	0,99	1,04	1,05	1,00	1,01	1,05	0,97	0,98	1,00	1,01	1,00			

Figure 5.10 : Indices de Sobol des variables d’état du modèle R2P2, pour des variations des commandes de 5 %Pn, en fonction de la stratégie de pilotage et de la puissance initiale

Un exemple de lecture de la Figure 5.10 est donné pour faciliter la compréhension. On s’intéresse à la stratégie de pilotage SP1, et à l’impact de la commande \dot{m}_{comb} sur la variable T_{comb}^{BF} , une des sorties du code R2P2, pour de faibles variations autour de l’état de puissance à

95 %Pn (cadran du bas gauche). \dot{m}_{comb} a varié selon une loi uniforme entre 96% et 100% de sa valeur nominale, car ces bornes sont la valeur de commande à 90 et 100 %Pn, respectivement. Ces valeurs sont conformes à celles indiquées dans le Tableau 5.10. Puisque la valeur nominale est d'environ 4000 kg.s⁻¹, \dot{m}_{comb} a varié de 3840 à 4000 kg.s⁻¹, soit un écart-type μ de 47 kg.s⁻¹ (indiqué dans le cadran). Perturbé par les variations croisées de l'ensemble des commandes de la SP2, la sortie du code R2P2 T_{comb}^{BF} présente aussi une distribution statistique, d'écart-type 0,9 °C. Cette faible variation est en cohérence avec la stratégie de pilotage, qui vise à maintenir constante cette variable. Cette variation de T_{comb}^{BF} peut néanmoins être décomposée, afin de classer le paramètre le plus influent. L'indice de Sobol du 1^{er} ordre S_i correspondant à la commande \dot{m}_{comb} vaut 0,15, ce qui en fait un paramètre plutôt influent. Toutefois d'après l'analyse des autres indices, les deux commandes ayant le plus d'impact sont ρ_{ext} et \dot{m}_{gaz} , avec un S_i avoisinant 0,40. Il faut faire attention de ne pas conclure rapidement que \dot{m}_{gaz} est beaucoup plus influent que \dot{m}_{comb} , car la première commande a varié selon un écart-type plus grand que la seconde dans ce cas (61 contre 47 kg.s⁻¹). La comparaison avec ρ_{ext} est également difficile puisque son unité est différente (pcm). Néanmoins, nous avons choisi de faire varier toutes les commandes sur un intervalle qui est équivalent à plus ou moins 5 %Pn, dépendant de la stratégie de pilotage, et donc dans ce cas la comparaison directe peut être effectuée. Les deux commandes citées sont donc les plus efficaces pour piloter T_{comb}^{BF} avec la SP2. Passons maintenant à l'analyse globale de la figure.

D'après la Figure 5.10, la somme des indices de Sobol du 1^{er} ordre $\sum S_i$, pour chaque sortie, est très proche de 1. Ceci signifie que la variance sur les sorties du code R2P2 (P , T_{comb}^{BF} , etc.) s'explique par les différentes contributions des variances des commandes du réacteur, mais sans interaction entre elles : par exemple, l'effet sur P de variations simultanées de T_{gaz}^{eSGHX} et de \dot{m}_{int} , est la somme des effets individuels de chaque commande. Cette absence d'interaction est *a priori* surprenante pour un réacteur à sels fondus. Néanmoins, le fait que les indices de Sobol soient très différents entre 95 %Pn et 55 %Pn, surtout pour la SP1 et la SP2, semble indiquer que le comportement d'un RSF présente *globalement* des interactions entre les commandes, mais qu'un modèle purement additif est une bonne approximation *localement*, pour des intervalles de variation de puissance réduits, i.e. de 10 %Pn.

Toutefois, les résultats de la Figure 5.10 restent d'intérêt limité en pratique pour le pilotage d'ARAMIS-P. En effet, le modèle R2P2 est valable au régime permanent, qui est atteint après plusieurs temps caractéristiques de circulation des fluides dans le réacteur. Dans le périmètre de cette étude, le temps de circulation le plus important est $\tau_{int} \approx 10$ s à 100 %Pn, et même supérieur pour la SP1 et la SP2 où \dot{m}_{int} est inférieur à sa valeur nominale à plus basse puissance. Ainsi lorsque le modèle prédit que T_{int}^{BF} est pilotable par \dot{m}_{gaz} et ρ_{ext} pour la SP2 à 95 %Pn (voir l'exemple illustratif), on ne peut pas pour autant en déduire que les deux seraient des commandes adaptées. En effet, la réactivité externe ne permet pas de contrôler instantanément T_{comb}^{BF} , qui est la température de la branche froide. Il y aura un retard, correspondant au temps de transit du sel combustible dans la branche chaude et l'IHX. Plus encore, l'action du débit de gaz aura un retard correspondant au temps de parcours du sel intermédiaire dans la branche froide, de plusieurs secondes.

Notons que, de façon similaire, A. Grange a mesuré les Δ des sorties d'intérêt d'un RNR-Na en se basant sur des calculs CATHARE [21], mais seulement à partir de l'établissement d'un nouveau régime permanent, qui intervient donc après plusieurs recirculations.

Pour étudier le comportement dynamique du réacteur, et éviter les problèmes soulignés précédemment, le modèle R2P2 sera remplacé par le modèle MOSAICS afin de prendre en compte ces aspects dynamiques. Pour les grandeurs régulées, on s'intéresse aux températures de sortie des composants thermiques (cœur et échangeurs) et la puissance transmise au gaz, P_{SGHX} . Ainsi, pour reprendre l'exemple précédent, T_{comb}^{BF} est remplacé par T_{comb}^{SIHX} et non pas par T_{comb}^{eC} , car cette dernière évolue exactement comme la première avec un retard. De plus, seule une variation des débits \dot{m}_{comb} ou \dot{m}_{int} permet d'agir immédiatement sur T_{comb}^{SIHX} , ce qui fait de ces deux commandes les meilleures candidates pour former un couple commande-grandeur régulée.

La Figure 5.11 illustre une dernière modification nécessaire pour effectuer à nouveau le calcul des indices de Sobol : afin de capturer au mieux l'effet d'une commande sur une sortie du réacteur calculée par MOSAICS, il est utile de chercher à l'isoler en allongeant les temps de circulation. Pour ce faire, le jeu de données ARAMIS-P est modifié en augmentant *artificiellement* les volumes des deux branches chaude et froide de chaque circuit de sel : il s'agit des courbes légendées « ARAMIS-P étiré ». Notons qu'augmenter le volume de sel hors cœur a tendance à réduire le paramètre β_c , et une correction a été apportée en augmentant β_s de manière adéquate, en s'appuyant sur le modèle R2P2, afin de conserver les caractéristiques dynamiques du réacteur.

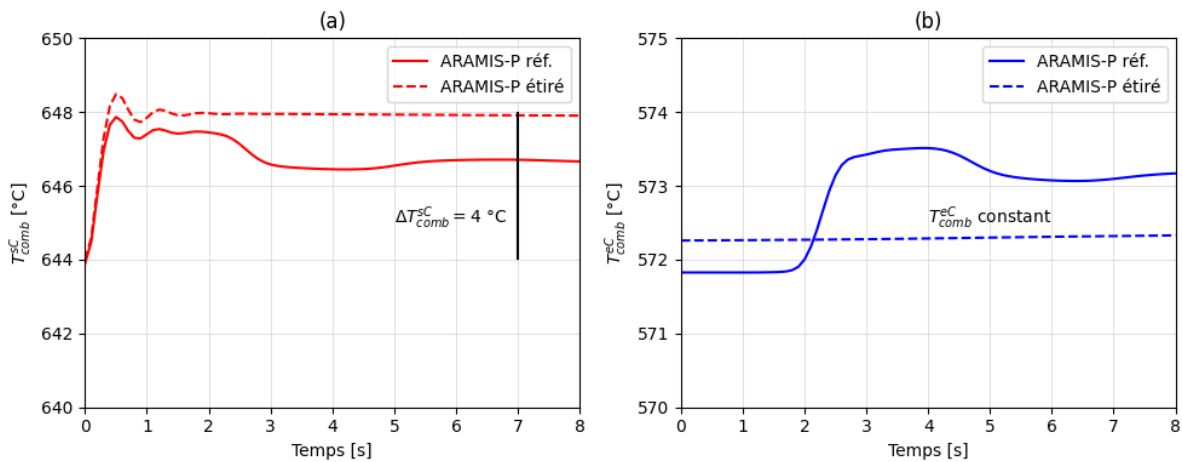


Figure 5.11 : Comparaison entre le réacteur ARAMIS-P de référence et sa variante « étirée » pour le calcul des sorties Δ . Exemple d'un échelon de réactivité ρ_{ext}

Par rapport aux dimensions de référence (légendé « réf. »), le comportement de $T_{comb}^{sC}(t)$ suite à un échelon de la commande ρ_{ext} (Figure 5.11 – a) est différent car T_{comb}^{eC} reste constant. Ainsi l'effet « direct » de la réactivité sur la température de sortie de cœur, ΔT_{comb}^{sC} , peut être mesuré, alors que dans le cas de référence il est entaché par la variation de T_{comb}^{eC} . Une autre façon de le présenter est de dire qu'allonger artificiellement les temps de parcours du réacteur « laisse le temps » de voir les effets élémentaires, locaux, de perturbations externes. La méthode proposée dans ce paragraphe, avec le modèle MOSAICS d'ARAMIS-P « étiré », diffère donc des calculs avec le code R2P2 ou de Grange [21]. La méthode proposée est donc privilégiée pour le calcul des indices de Sobol, et les résultats obtenus sont donnés sur la Figure 5.12.

En prenant en compte seulement les effets directs comme discuté précédemment, les résultats de la Figure 5.12 sont beaucoup plus marqués que pour la Figure 5.10. Pour la stratégie SP0,

Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

aucun effet n'est détecté sur les températures du circuit combustible et T_{int}^{SIHX} (écart-type μ et indices de Sobol nuls). La somme des indices de Sobol du 1^{er} ordre est toujours proche de 1, ce qui permet de conclure à nouveau qu'entre 90 %Pn et 100 %Pn les effets des commandes d'ARAMIS-P s'additionnent : le pilotage en est fortement simplifié, et la méthode de contrôle par couples commande-grandeur régulée est mieux adaptée car la commande du couple agit directement et en premier sur la grandeur régulée correspondante.

		95 %Pn					
		ΔP_{SGHX}	ΔT_{comb}^{SC}	ΔT_{comb}^{SIHX}	ΔT_{int}^{SIHX}	ΔT_{int}^{SSGHX}	ΔT_{gaz}^{SSGHX}
SP 0	μ	8,1	0	0	0	1,6	0,9
	\dot{m}_{gaz}	61	0,63	0	0	0,65	0,92
	T_{gaz}^{eSGHX}	2,4	0,36	0	0	0,36	0,08
	$\sum S_i$	0,99	0	0	0	1,01	1,00
SP 1	μ	6,4	2,2	1,0	1,2	2,1	1,3
	ρ_{ext}	10	0,01	1,00	0,02	0,01	0,00
	\dot{m}_{int}	154	0,09	0,01	0,98	1,00	0,61
	\dot{m}_{gaz}	61	0,92	0,01	0,01	0,00	0,40
	T_{gaz}^{eSGHX}	0,3	0,02	0,01	0,01	0,00	0,00
$\sum S_i$	1,03	1,04	1,02	1,02	1,02	0,99	
SP 2	μ	6,6	1,4	1,1	1,3	2,0	1,2
	ρ_{ext}	6	0,00	0,98	0,00	0,01	0,01
	\dot{m}_{comb}	47	0,00	0,01	0,13	0,08	0,01
	\dot{m}_{int}	153	0,07	0,00	0,86	0,93	0,59
	\dot{m}_{gaz}	61	0,91	0,00	0,00	0,01	0,40
	T_{gaz}^{eSGHX}	0,3	0,00	0,00	0,00	0,01	0,01
$\sum S_i$	0,98	0,98	0,99	1,03	1,02	1,02	

Figure 5.12 : Indices de Sobol des sorties Δ calculées par MOSAICS sur ARAMIS-P étiré, pour des variations des commandes de 5 %Pn, en fonction de la stratégie de pilotage

Les indices de Sobol sont ensuite étudiés pour chaque stratégie, afin de déterminer les couples correspondants. Pour la SP0, le débit de gaz domine la variation de T_{gaz}^{SSGHX} , néanmoins cette grandeur varie plutôt faiblement, avec un écart-type de 0,9 °C. Il semble donc plus pertinent de contrôler P_{SGHX} ou T_{int}^{SSGHX} . Dans un souci de cohérence avec la méthode utilisée pour définir les valeurs de \dot{m}_{gaz} et T_{gaz}^{eSGHX} pour les stratégies de pilotage, au paragraphe 5.1.4, on suppose à nouveau que \dot{m}_{gaz} doit être proportionnel à la consigne de puissance (cette commande ne fait donc pas l'objet d'un correcteur PID), ce qui permet d'agir au 1^{er} ordre sur P_{SGHX} , et que T_{gaz}^{eSGHX} est utilisé pour ajuster finement la puissance transmise au gaz.

Ce principe est également retenu pour les stratégies SP1 et SP2 : ainsi les commandes ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} ne sont utilisées que pour contrôler les températures de sel. En premier lieu, ρ_{ext} doit être associée à T_{comb}^{SC} pour les deux stratégies. Le choix est moins évident pour \dot{m}_{int} : son

impact est comparable sur les trois sorties T_{comb}^{SIHX} , T_{int}^{SIHX} et T_{int}^{SSGHX} (bien que l'indice de Sobol soit moins élevé pour cette dernière, ce qui indique que la commande n'est pas responsable de la totalité de la variance de T_{int}^{SSGHX} , on observe que cette sortie varie plus que les autres). En prenant la racine carrée de l'indice de Sobol pour se ramener à un écart-type, \dot{m}_{int} est responsable d'environ 80% des variations de T_{int}^{SSGHX} d'écart-type 2,1 °C, ce qui est finalement comparable ou même supérieur aux effets de cette commande sur T_{comb}^{SIHX} et T_{int}^{SIHX} , toutes deux d'écart-types inférieurs à 1,2 °C. De plus, \dot{m}_{gaz} qui varie proportionnellement à la consigne de puissance, a un effet sur T_{int}^{SSGHX} , or on souhaite que cette valeur reste constante : il faut donc un moyen de pilotage pour compenser les effets induits par \dot{m}_{gaz} . Enfin, la marge à la solidification du sel intermédiaire est de 40 °C, donc inférieure aux marges correspondant aux autres grandeurs (75 °C et 150 °C respectivement pour T_{comb}^{SIHX} et T_{int}^{SIHX} vis-à-vis de leurs limites), ce qui rend plus important le contrôle de T_{int}^{SSGHX} . Finalement pour \dot{m}_{comb} , le même argument pousse à contrôler T_{comb}^{SIHX} plutôt que T_{int}^{SIHX} , d'autant plus que les indices de Sobol et les écart-types corroborent ce choix.

Pour résumer, la méthode appliquée dans ce paragraphe a conduit à imposer \dot{m}_{gaz} proportionnel à la consigne de puissance, puis à retenir les *couples commande-grandeur régulée* suivants pour les correcteurs PID :

- Pour toutes les stratégies : T_{gaz}^{eSGHX} et P_{SGHX}
- Pour la SP1 et la SP2 : ρ_{ext} et T_{comb}^{SC} , ainsi que \dot{m}_{int} et T_{int}^{SSGHX}
- Pour la SP2 : \dot{m}_{comb} et T_{comb}^{SIHX}

5.3.3. Application à un transitoire de suivi de charge

Comme discuté au paragraphe 5.3.1, un correcteur PID est défini – dans cette thèse – par ses trois gains et la rampe maximale d'action $|\dot{u}_{max}|$. Les gains sont estimés par la méthode de la courbe de réaction du procédé, décrite dans [27], à partir du modèle MOSAICS d'ARAMIS-P étiré, à 95 %Pn. Les résultats sont fournis dans le Tableau 5.11.

SP	Commande	Unité	$ \Delta u $ (90-100 %Pn)	$ \dot{u}_{max} $ (/min)	Grandeur régulée	Unité	K_p	K_i	K_d
1	ρ_{ext}	pcm	34	67	T_{comb}^{SC}	°C	9,5	49	0,3
2			22	43					
2	\dot{m}_{comb}	%	4	8	T_{comb}^{SIHX}	°C	32,5	49	0,65
1 et 2	\dot{m}_{int}	%	12	23	T_{int}^{SSGHX}	°C	86	47	1,29
0	T_{gaz}^{eSGHX}	°C	8,4	10	P_{SGHX}	%Pn	-64,5	-780	-0,042
1 et 2			2,8				-34,5	-405	-0,027

Tableau 5.11 : Paramètres des correcteurs PID d'ARAMIS-P

Les valeurs de $|\dot{u}_{max}|$ ont été déterminées à partir des valeurs des commandes en fonction de la puissance pour chaque stratégie de pilotage, entre 90 %Pn et 100 %Pn, et en supposant une rampe de 20 %Pn/min. Par exemple, ρ_{ext} varie de $\Delta u = 34$ pcm entre 90 et 100 %Pn ; avec une rampe de 20 %Pn/min, on a $\Delta u = 67$ pcm/min (aux arrondis près). L'exception concerne T_{gaz}^{eSGHX} , où la valeur limite de 10 °C/min discutée à la section 5.1 pour le sel a été forfaitairement choisie. Globalement, les gains des correcteurs PID pour un même couple diffèrent très légèrement selon la stratégie de pilotage, et puisqu'ils sont issus d'une méthode de première

Définition de stratégies de pilotage et évaluation en fonctionnement normal

estimation, des valeurs communes du même ordre de grandeur ont été rapportées dans le Tableau 5.11.

L'implémentation de ces correcteurs dans MOSAICS permet de calculer un nouveau point de fonctionnement nominal pour ARAMIS-P, afin de compenser les écarts avec le modèle R2P2, qui ont été retranscrits dans le Tableau 5.8. On utilise pour ce faire les correcteurs de la stratégie de pilotage SP2, puisqu'il s'agit de la SP avec le plus de régulations, et on fixe les consignes suivantes : $P_{SGHX} = 100 \text{ \%Pn}$, $T_{comb}^{SC} = 650 \text{ °C}$, $T_{comb}^{SIHX} = 570 \text{ °C}$ et $T_{int}^{SSGHX} = 490 \text{ °C}$. En laissant agir les régulations lors d'un calcul de transitoire avec MOSAICS, on obtient un état d'équilibre permettant de satisfaire les consignes, et reporté dans le Tableau 5.12.

Notation	Unité	Valeur MOSAICS
ρ_{ext}	pcm	24
\dot{m}_{comb}	%	96,8
\dot{m}_{int}	%	106,3
\dot{m}_{gaz}	%	100
T_{gaz}^{eSGHX}	°C	402,9
P_{SGHX}	%Pn	100,0
T_{comb}^{SC}	°C	650,0
T_{comb}^{eIHx}	°C	650,5
T_{comb}^{VEX}	°C	653,0
T_{comb}^{SIHX}	°C	570,0
T_{comb}^{eC}	°C	571,4
T_{int}^{SIHX}	°C	545,7
T_{int}^{SSGHX}	°C	490,0
T_{gaz}^{SSGHX}	°C	531,4

Tableau 5.12 : Régime nominal d'ARAMIS-P obtenu avec la prise en compte des régulations dans MOSAICS

A partir de ce nouveau point de fonctionnement nominal, commun à toutes les stratégies de pilotage, on cherche maintenant à évaluer le comportement dynamique régulé d'ARAMIS-P, lors d'un transitoire où la consigne de puissance passe de 100 %Pn à 90 %Pn en 30 secondes, soit une rampe de 20 %Pn/min. Une variation de l'ordre de 10 %Pn autour de la puissance nominale est en effet une contrainte imposée par le réseau électrique, à laquelle doivent satisfaire les REP du parc nucléaire français. L'exigence de la rampe à 20 %Pn/min est propre à cette thèse, en cohérence avec la discussion du paragraphe 5.1, notamment concernant la stratégie de pilotage SP2.

Le transitoire est réalisé pour la SP1 et la SP2, en imposant la variation de consigne de puissance, la variation proportionnelle de \dot{m}_{gaz} , et une consigne pour T_{comb}^{SC} conformément à la stratégie et à la puissance demandée. Mis à part le débit de gaz, l'état du réacteur dépend entièrement des régulations. Les résultats sont donnés par la Figure 5.13.

La puissance du réacteur fournie au système de conversion d'énergie, P_{SGHX} (Figure 5.13 – a), suit remarquablement la consigne, impulsée par les actions de \dot{m}_{gaz} , et de \dot{m}_{int} qui agit sur T_{int}^{SSGHX} , et corrigée par T_{gaz}^{eSGHX} . On observe que T_{comb}^{SC} possède un léger retard sur sa consigne pour les deux SP (Figure 5.13 – b), et qu'en même temps le terme ρ_{ext} est saturé dans les 30 premières secondes puisqu'il évolue selon sa rampe maximale. Le même phénomène est

constaté pour les autres correcteurs \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} . Les écarts avec les consignes restent faibles sur les courbes (c) et (d) de la Figure 5.13, néanmoins il semblerait possible de les réduire davantage en augmentant légèrement les rampes d'action maximale. L'ajout d'une bande morte pour limiter les oscillations des correcteurs ne semble pas nécessaire à ce stade, où les variations sont faibles une fois les consignes de puissance et de T_{comb}^{SC} constantes. Enfin une dernière amélioration possible est l'optimisation de critères de qualité de suivi de consigne en modifiant les valeurs des gains, comme effectué dans [21].

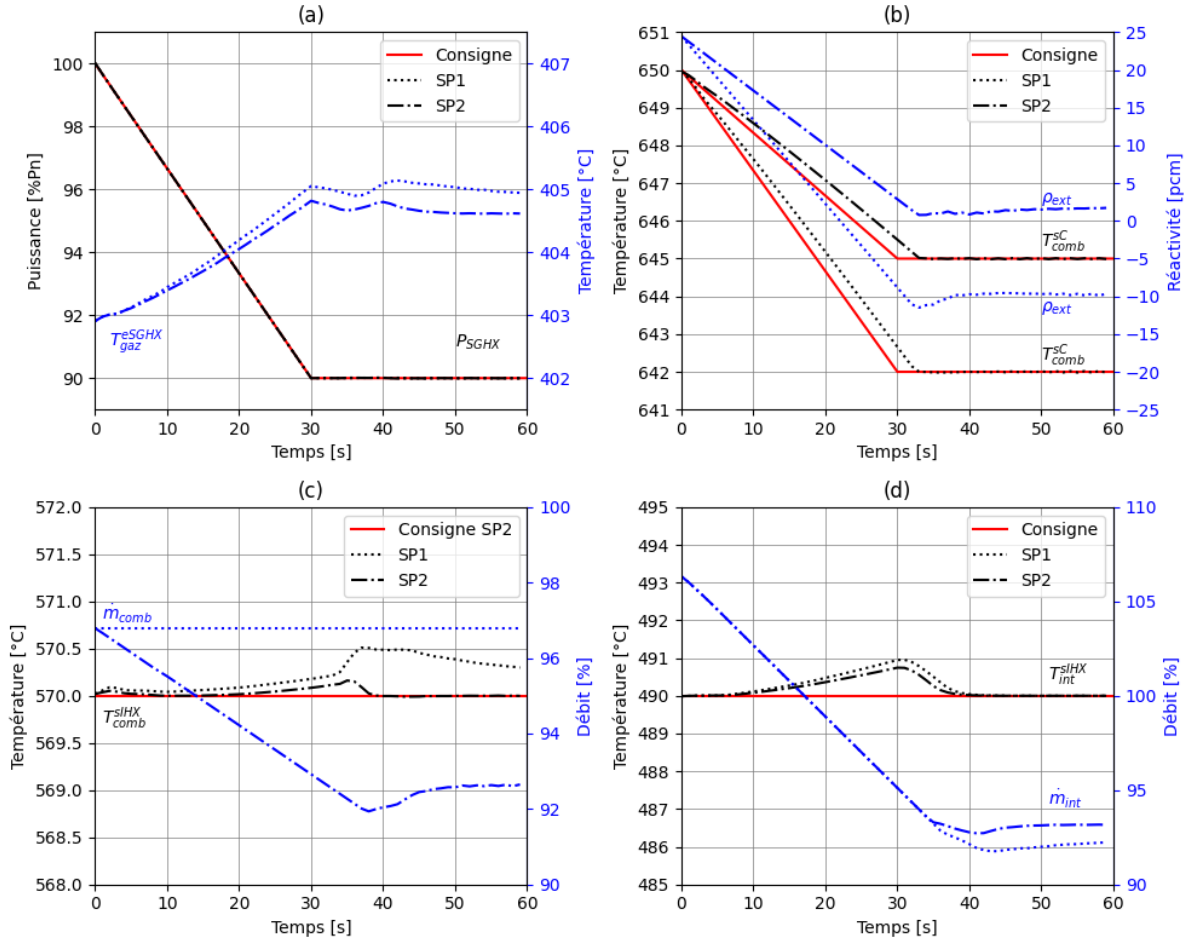


Figure 5.13 : Transitoire de 100 %Pn à 90 %Pn en 30 s (20 %Pn/min) sur ARAMIS-P, avec les régulations des stratégies de pilotage SP1 et SP2

Toutefois, à ce stade de l'application de la méthodologie, l'objectif était d'évaluer les stratégies de pilotage proposées avec le modèle R2P2, par l'étude de la faisabilité du contrôle par des correcteurs PID. Les résultats obtenus avec MOSAICS, basés sur une première estimation des gains, sont déjà satisfaisants. Les marges de pilotage sont bien respectées, et les rampes maximales des moyens de commande, calculées simplement à partir des SP, semblent très proches de celles nécessaires pour annuler les erreurs, ce qui permet de formuler des exigences de pilotabilité en fonctionnement normal (vitesse de variation, intervalle) pour la conception des pompes et du système de contrôle de la réactivité. L'amélioration des correcteurs PID par optimisation est une perspective de la thèse. La méthodologie prévoit d'abord de continuer à évaluer les stratégies de pilotage vis-à-vis de leurs domaines de fonctionnement et marges associées, ce qui fait l'objet du prochain chapitre.

5.4. Conclusion

Le présent chapitre fournit les résultats de l'application de la méthodologie globale au réacteur ARAMIS-P, et plus particulièrement les premières étapes de la sous-méthodologie SM2. La Figure 5.14 synthétise de façon schématique les étapes concernées. Cette figure reprend la description de la SM2 du Chapitre 2, paragraphe 2.2.3.

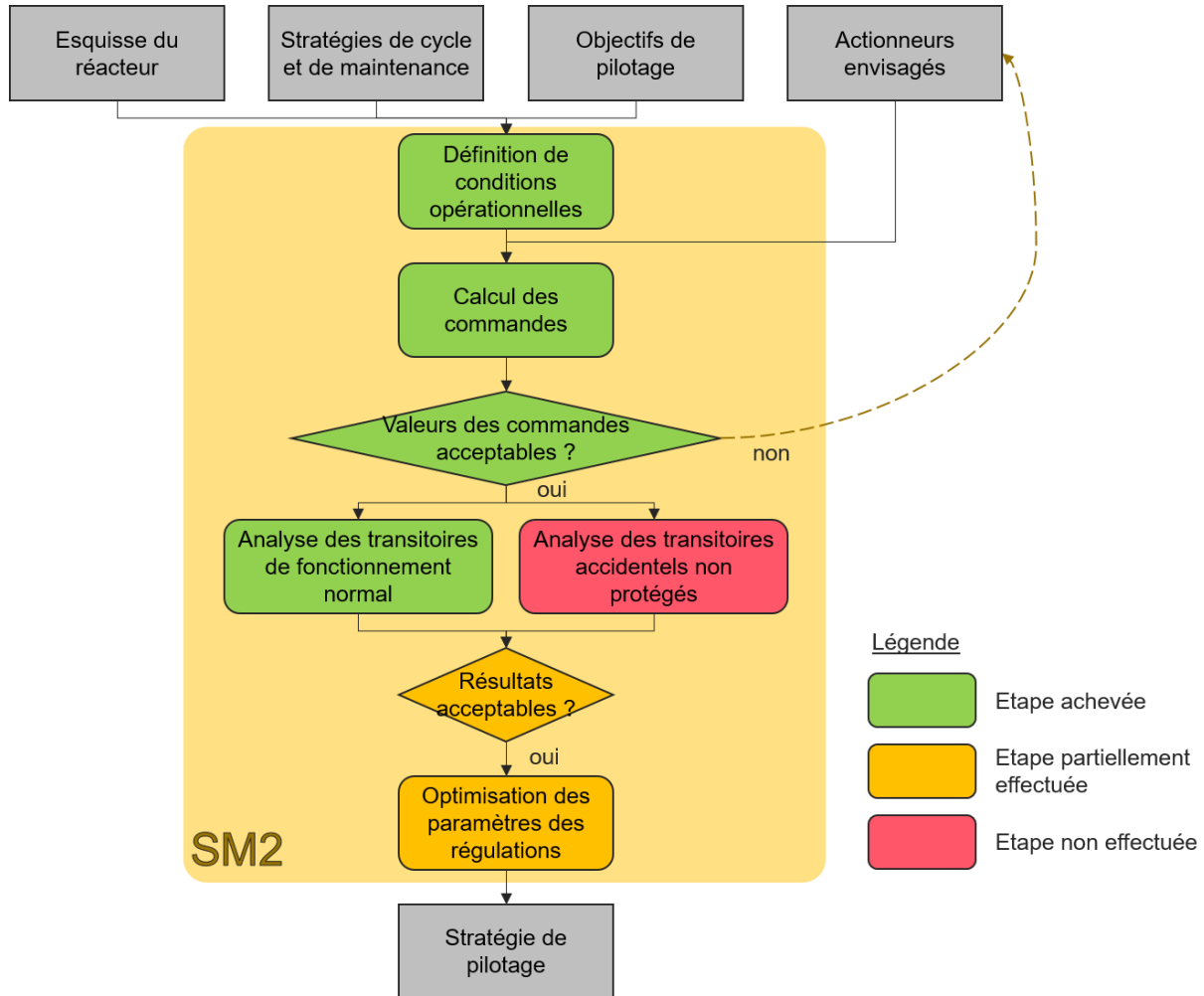


Figure 5.14 : Avancement de l'application de la sous-méthodologie SM2 à ARAMIS-P, à l'issue des travaux du chapitre 5

Les stratégies de pilotage étudiées sont incomplètes et ne concernent que l'état du réacteur en production, entre 20 et 100 %Pn. Les objectifs de pilotage proposés pour cet état visent à maintenir les températures froides des deux sels constantes. Les calculs avec l'outil R2P2 ont mis en évidence un comportement non-souhaitable du réacteur ARAMIS-P en fonction de la puissance, lorsque seul le débit de sel combustible est envisagé comme commande pour le circuit combustible (SP B). Les stratégies de pilotage SP1 et SP2 ont finalement été retenues, à l'issue d'une discussion qui a permis d'illustrer l'aspect itératif de la sous-méthodologie SM2, en modifiant les commandes envisagées et en ajoutant un objectif de pilotage supplémentaire pour réaliser des transitoires de variation de puissance à 20 %Pn/min.

Ainsi, la stratégie SP1 contrôle la température en branche froide du sel combustible (consigne constante) et la température en branche froide du sel intermédiaire (consigne constante), et la

puissance (consigne variable entre 30 et 100 %Pn). Les commandes sont la réactivité externe, le débit de sel intermédiaire, le débit de gaz (proportionnel à la consigne de puissance), la température du gaz à l'entrée du SGHX.

La stratégie SP2 contrôle les mêmes grandeurs que la SP1, ainsi que la température en branche chaude du sel combustible (consigne en fonction de la puissance). Une commande supplémentaire est disponible par rapport à la SP1, le débit de sel combustible.

Notons qu'initialement, les stratégies de pilotage ont été calculées avec l'outil R2P2 sans tenir compte du SCE. Il a été supposé que \dot{m}_{gaz} était proportionnel à la puissance, et que l'on pouvait agir avec T_{gaz}^{eSGHX} comme s'il s'agissait d'une commande, résultante d'actionneurs dans le SCE (vannes de by-pass d'échangeurs du SCE par exemple). Il serait intéressant d'évaluer l'impact de cette hypothèse sur le comportement dynamique de la chaudière, et si besoin de modéliser le SCE dans son ensemble.

La même hypothèse sur \dot{m}_{gaz} a été appliquée lors des calculs de la réponse dynamique du réacteur ARAMIS-P aux transitoires de fonctionnement normal, avec le code MOSAICS. La modélisation et le calcul du régime permanent ont tout d'abord montré des écarts avec l'outil R2P2, lorsque les mêmes commandes sont appliquées. Toutefois, les deux codes prédisent les mêmes tendances d'évolution lors d'une variation de puissance. En transitoire, et sans prendre en compte l'inertie des échangeurs (cas de référence), les deux SP permettent de globalement satisfaire les objectifs de maintien des températures dans les branches froides, même pour un transitoire rapide (20 %Pn/min) avec commandes imposées. Cependant, cette façon de piloter, sans utiliser des régulations permettant de suivre une consigne, est responsable d'écarts momentanés, qui sont d'autant plus importants lorsque l'inertie thermique des échangeurs de chaleur est prise en compte.

On considèrera néanmoins que les stratégies de pilotage SP1 et SP2 calculées avec le modèle R2P2 présentent des résultats acceptables lors de transitoires de fonctionnement normal simulés avec MOSAICS, moyennant des adaptations mineures à faire sur les valeurs des commandes en fonction du temps. Dans la sous-méthodologie SM2, ceci permet de passer à la dernière étape d'optimisation des régulations, sous réserve que le comportement du réacteur en transitoire accidentel soit également accepté : c'est l'objet du chapitre suivant.

Des correcteurs PID ont été sélectionnés comme technique de régulation. Une méthode basée sur l'analyse de sensibilité globale (ASG) et les indices de Sobol a permis d'identifier des couples commande-variable régulée. De plus, l'intérêt d'appliquer l'ASG aux résultats du code MOSAICS plutôt qu'à ceux de l'outil R2P2 a été montré. Il en résulte que les premières estimations des paramètres des correcteurs PID obtenues semblent suffisantes pour respecter les stratégies de pilotage SP1 et SP2, lors d'un calcul MOSAICS d'une variation de charge de 100 à 90 %Pn. L'optimisation des paramètres des correcteurs, et notamment le taux de variation maximal des commandes, devrait permettre d'améliorer finement le pilotage du réacteur ARAMIS-P, et fournir des exigences de conception pour les moyens de contrôle, ce qui constitue une perspective pour le développement de la sous-méthodologie SM3.

A retenir du chapitre

- Deux stratégies de pilotage (SP) ont été proposées et calculées avec le modèle R2P2, pour le réacteur ARAMIS-P dans l'état du réacteur en production, entre 20 et 100 %Pn. Les deux stratégies, SP1 et SP2, maintiennent constantes les températures en branche froide des sels combustible et intermédiaire. Ces objectifs de pilotage vont à l'encontre du comportement naturel d'ARAMIS-P, qui est caractérisé par de fortes variations de température pour suivre la puissance extraite par le SGHX, notamment dans le circuit intermédiaire.
- Outre les objectifs précédents, les températures chaudes varient selon la puissance avec la stratégie de pilotage SP1. Au niveau des commandes, le débit de sel combustible n'est pas utilisé pour piloter le réacteur et est maintenu à sa valeur nominale, tandis que la réactivité externe et le débit de sel intermédiaire sont réduits pour accompagner une diminution de la puissance extraite par le gaz du SCE.
- La stratégie de pilotage SP2 est similaire à la SP1 du point de vue des températures des sels : constantes en branche froide, variables en branche chaude. La différence est que la température du sel combustible en branche chaude a une amplitude de variation avec la puissance inférieure à celle de la stratégie SP1, ceci afin d'accommoder des transitoires normaux à 20 %Pn/min. Pour réaliser cet objectif supplémentaire par rapport à la SP1, le débit de sel combustible est variable avec la puissance de 50 à 100 %Pn pour la SP2. La réactivité externe est utilisée avec moins d'amplitude de variation que pour la SP1, tandis que le débit de sel intermédiaire est similaire dans les deux cas.
- La modélisation du réacteur ARAMIS-P avec le code MOSAICS a permis l'étude de son comportement dynamique lors de transitoires de variation de puissance. Malgré les écarts entre les prédictions des modèles R2P2 et MOSAICS, les stratégies de pilotage définies par le premier sont cohérentes avec le comportement dynamique calculé par le second. L'étude avec MOSAICS permet donc de retenir les deux stratégies de pilotage, sur la base des transitoires suivants :
 - 50 à 100 %Pn, avec commandes imposées. Les deux SP permettent effectivement de limiter fortement les variations de température en branche froide des sels, par rapport au comportement naturel
 - 100 à 90 %Pn, avec consignes imposées et régulations. Les deux SP limitent à au plus 1 °C l'écart entre les différentes températures de sel et leurs consignes respectives. Cette performance est satisfaisante étant donné que les paramètres des correcteurs PID ont été obtenus en appliquant une méthode d'estimation. La performance pourrait toutefois être améliorée par des algorithmes d'optimisation des paramètres des correcteurs

Chapitre 6. Analyse physico-statistique de transitoires accidentels non-protégés

Dans ce dernier chapitre de résultats, l'application de la sous-méthodologie SM2 est poursuivie. La dynamique du réacteur ARAMIS-P est étudiée lors d'accidents non-protégés, avec le code MOSAICS. L'analyse physique des transitoires est effectuée, et les options de conception, de modification des conditions opérationnelles ou d'actions de protection sont discutées. L'analyse de sensibilité globale appliquée à deux transitoires permet d'identifier des corrélations qui seront utiles pour quantifier les différentes options citées précédemment en vue d'améliorer la sûreté du réacteur.

Table des matières

6.1. Analyse physique de transitoires accidentels non-protégés.....	150
6.1.1. Insertion de réactivité (UTOP).....	150
6.1.2. Choc froid	154
6.1.3. Retrait de réactivité	156
6.1.4. Perte de source froide (ULOHS).....	159
6.1.5. Manque de tension généralisé (SBO)	162
6.1.6. Synthèse de l'analyse physique	166
6.2. Analyse de sensibilité globale et proposition de critères de sûreté pour les marges de pilotage	167
6.2.1. Démarche	167
6.2.2. Analyse statistique de l'UTOP.....	169
6.2.3. Analyse statistique du SBO	174
6.3. Conclusion	178

6.1. Analyse physique de transitoires accidentels non-protégés

Dans cette section, conformément à la sous-méthodologie SM2, le comportement accidentel du réacteur ARAMIS-P est étudié afin d'évaluer les conditions opérationnelles choisies lors du dimensionnement et données par la stratégie de pilotage. Seule une analyse physique à partir du point de fonctionnement nominal est effectuée ici, et les stratégies de pilotage seront évaluées dans leur ensemble à la section 6.2. Le code MOSAICS, présenté au Chapitre 3, section 3.3, est utilisé pour simuler les transitoires accidentels non-protégés.

Les trois premiers accidents concernent la réactivité : insertion de réactivité externe au paragraphe 6.1.1, choc froid au paragraphe 6.1.2, et retrait de réactivité au paragraphe 6.1.3. Enfin, deux accidents portent sur la capacité d'extraction de la puissance du réacteur : perte de source froide au paragraphe 6.1.4, et manque de tension généralisé 6.1.5. Une synthèse est proposée au paragraphe 6.1.6.

Il convient de noter que dans les transitoires présentés, le point de fonctionnement initial s'écarte légèrement de 100 %Pn (95 %Pn). Ceci est dû aux écarts entre MOSAICS et l'outil R2P2, qui ont été observés au paragraphe 5.2.2. Ce choix permet de conserver les valeurs des commandes des stratégies de pilotage définies au paragraphe 5.1.3 pour la section suivante. Dans cette section, dédiée à l'analyse physique du comportement dynamique d'ARAMIS-P, l'impact de ce choix est négligeable.

6.1.1. Insertion de réactivité (UTOP)

L'accident d'insertion de réactivité consiste à imposer une augmentation de la réactivité externe dans le cœur, ce qui induit une élévation de la puissance neutronique qui chauffe le sel en cœur. A ce stade on ne s'intéresse pas à un événement en particulier conduisant à cet accident, cela pourrait par exemple être une défaillance du système de contrôle de la réactivité. Ce transitoire accidentel est étudié sans action de protection, et dans la suite l'acronyme anglais UTOP sera utilisé (Unprotected Transient OverPower).

Pour cette étude, on choisit d'insérer un total forfaitaire de $\Delta\rho_{ext} = 500$ pcm de réactivité externe, à un taux constant de 500 pcm/s pendant une durée $\tau_{\Delta\rho} = 1$ s, depuis le point de fonctionnement nominal d'ARAMIS-P. Cette valeur de réactivité correspond à environ 7 fois la fraction de neutrons retardés disponible en cœur $\beta_c = 70$ pcm. Le calcul est réalisé avec le code MOSAICS, dans un premier temps sa version de référence sans modèle thermique des échangeurs. La Figure 6.1 présente les résultats, pour lesquels on précise que le critère de compressibilité de MOSAICS est respecté.

Lors de la première seconde ($t < \tau_{\Delta\rho}$), l'insertion de réactivité augmente la contribution externe au bilan neutronique ρ_{ext} et donc ρ_n (Figure 6.1 – a), et par suite la puissance due aux fissions P_{fiss} (Figure 6.1 – b). Ceci libère un excès d'énergie thermique dans le sel en cœur, ce qui se traduit par une augmentation de T_{comb}^{SC} et T_{comb}^C (Figure 6.1 – c), et les contre-réactions se déclenchent rapidement pour stabiliser la réactivité totale ρ_n . Notons que ρ_n n'atteint pas une augmentation de 500 pcm à $t = \tau_{\Delta\rho}$, et ne dépasse pas non plus la valeur de β_s , seuil de criticité prompte. S'ensuit une phase d'oscillations avec une période de 0,3 s, la moitié de τ_{ZC} le temps de transit du sel en cœur : une stabilisation a lieu à l'échelle du cœur grâce aux contre-réactions.

T_{comb}^{SC} oscille autour de 750 °C, soit 50 °C au-dessus de la température maximale prévue par conception pour les structures.

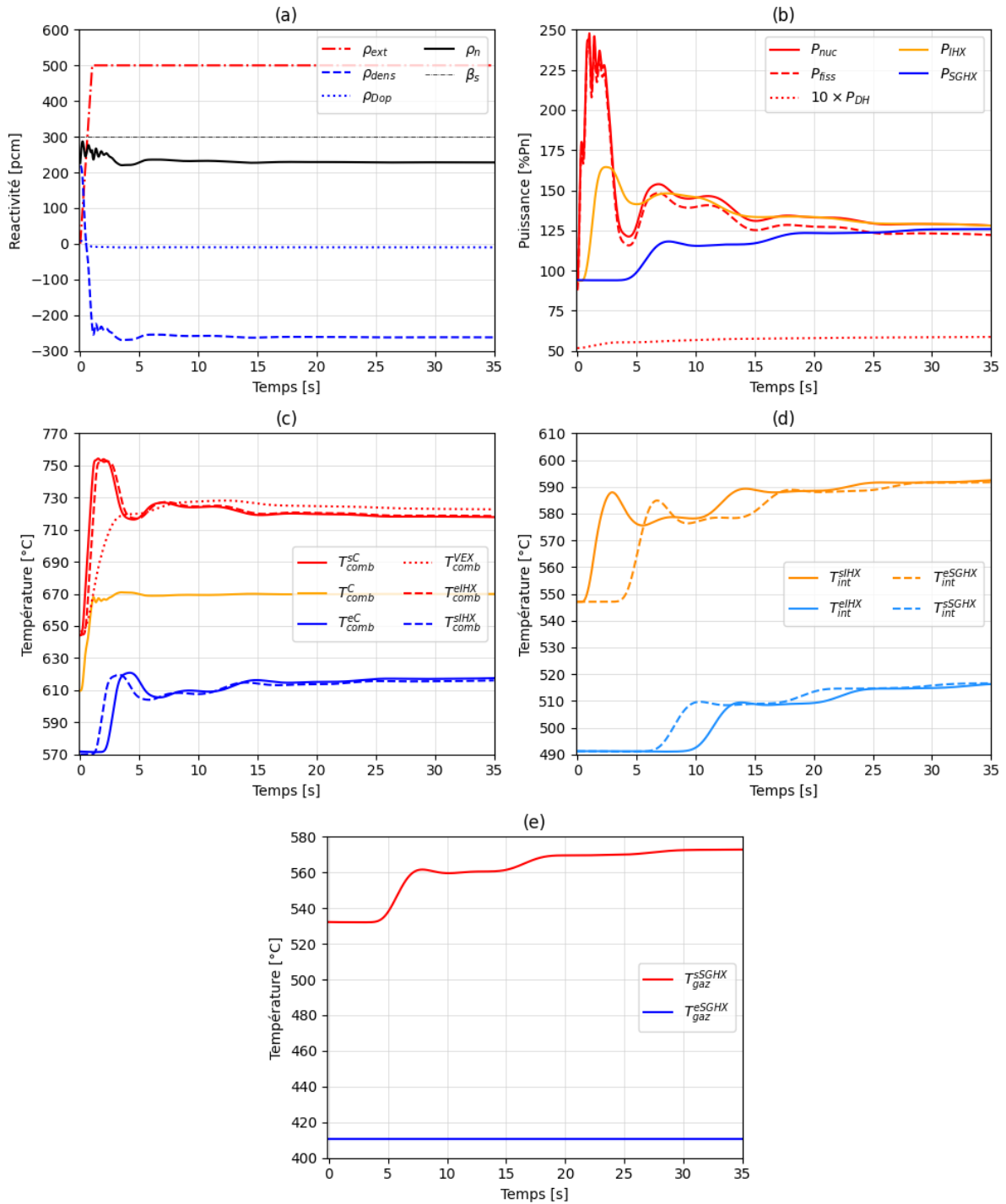


Figure 6.1 : Résultat MOSAICS d'un UTOP sur ARAMIS-P au point de fonctionnement nominal : réactivité (a), puissances (b), températures des sels combustible (c) et intermédiaire (d), et du diazote (e)

Cet équilibrage à l'échelle du cœur prend fin à un temps proche de τ_{comb} , le temps de transit du sel dans le circuit combustible. En effet, à environ 2,5 s le sel surchauffé au début du transitoire retourne au niveau du cœur, ce qui correspond à une hausse de T_{comb}^{eC} . Rapidement

après la montée de T_{comb}^{eC} , T_{comb}^{sC} commence à baisser de façon presque symétrique par rapport à la température moyenne T_{comb}^C . On observe une autre phase d'oscillations d'une période $2\tau_{comb} = 5,2$ s entre P_{fiss} (et P_{nuc}), ρ_n et la température en cœur. Ce facteur 2 sur le temps de transit peut s'expliquer : le sel surchauffé circule une première fois dans les boucles avant d'entrer en bas du cœur, ce qui diminue fortement la puissance et conduit à un minimum temporel de T_{comb}^{sC} (temps écoulé approximatif : τ_{comb}). En appliquant le même raisonnement, ce minimum de T_{comb}^{sC} correspond à nouveau à un maximum de T_{comb}^{sC} après que s'est à nouveau écoulé un temps τ_{comb} . On observe effectivement que les premier et deuxième pics de T_{comb}^{sC} ont lieu à $t = 1$ s et environ $t = 6,5$ s, donc sont séparés de $2\tau_{comb}$.

		Modèle					
		R2P2			MOSAICS		
Notation	Unité	Valeur initiale	Valeur finale	Δ	Valeur initiale	Valeur finale	Δ
<i>Commandes (entrées)</i>							
\dot{m}_{comb}	kg.s ⁻¹	4004		0	4004		0
\dot{m}_{int}	kg.s ⁻¹	4656		0	4656		0
\dot{m}_{gaz}	kg.s ⁻¹	2117		0	2117		0
T_{gaz}^{eSGHX}	°C	410,7		0	410,7		0
ρ_{ext}	pcm	0	500	500	0	500	500
<i>Variables d'état (sorties)</i>							
T_{comb}^{BC}	°C	650	724	74	647	717	70
T_{comb}^{BF}	°C	570	616	46	571	617	46
T_{int}^{BC}	°C	550	597	47	548	594	46
T_{int}^{BF}	°C	490	517	27	491	518	27
T_{gaz}^{sSGHX}	°C	535	579	44	533	575	42
P	%Pn	100	136	36	95	127	32

Tableau 6.1 : Comparaison des états initial et final d'ARAMIS-P lors du transitoire UTOP pour les modèles R2P2 et MOSAICS

Les oscillations sont amorties car le sel combustible surchauffé cède de la chaleur au sel intermédiaire. La puissance échangée P_{IHX} augmente dès que T_{comb}^{eIHX} augmente au début du transitoire, et le sel intermédiaire s'échauffe en sortie d'IHX (Figure 6.1 – d). Les oscillations de période $2\tau_{comb}$ sont également visibles sur T_{int}^{sIHX} qui augmente de 40 °C au cours des 4 premières secondes. Ce sel intermédiaire surchauffé va lui aussi se propager jusqu'au SGHX, augmentant la puissance extraite par le gaz P_{SGHX} et sa température de sortie d'échangeur T_{gaz}^{sSGHX} (Figure 6.1 – e). Un régime de stabilisations périodiques se met ensuite en place avec la circulation du sel intermédiaire : à $t \approx \tau_{int} = 10$ s, T_{int}^{eIHX} augmente, ce qui permet de diminuer la puissance échangée entre les sels P_{IHX} , réchauffant ainsi T_{comb}^{eC} , ce qui baisse la puissance neutronique et T_{comb}^{sC} . Plusieurs paliers se succèdent avec une période τ_{int} . Le réacteur est pratiquement stabilisé, avec les différentes puissances comprises entre 120 et 125 %Pn, au bout d'environ 30 s, à des températures plus élevées qu'à l'état initial. L'état asymptotique calculé par MOSAICS est donné par le Tableau 6.1, en comparaison avec les prédictions du modèle R2P2.

L'étude du transitoire UTOP avec le code MOSAICS montre ainsi le rôle des contre-réactions et des différents temps caractéristiques d'ARAMIS-P sur son comportement dynamique. Le

système se stabilise finalement à un état d'équilibre proche de la prédiction du modèle R2P2, ce qui indique que les deux modèles peuvent être utilisés pour étudier le comportement accidentel d'un réacteur à sels fondus, bien que seul MOSAICS permette de prédire les extrema temporels et les oscillations. Le calcul dynamique permet en effet de quantifier le dépassement des marges de pilotage ainsi que les taux de variation de température des sels, qui pourraient solliciter les matériaux de structure.

Afin d'étayer ce dernier point, un deuxième transitoire UTOP de 500 pcm en 1 s a été calculé avec MOSAICS en modélisant cette fois-ci les échanges thermiques au niveau des parois des échangeurs. Les résultats sont présentés sur la Figure 6.2, qui compare une liste réduite de variables d'état d'ARAMIS-P avec leurs équivalentes dans le cas précédent, sans modèle thermique, présenté Figure 6.1.

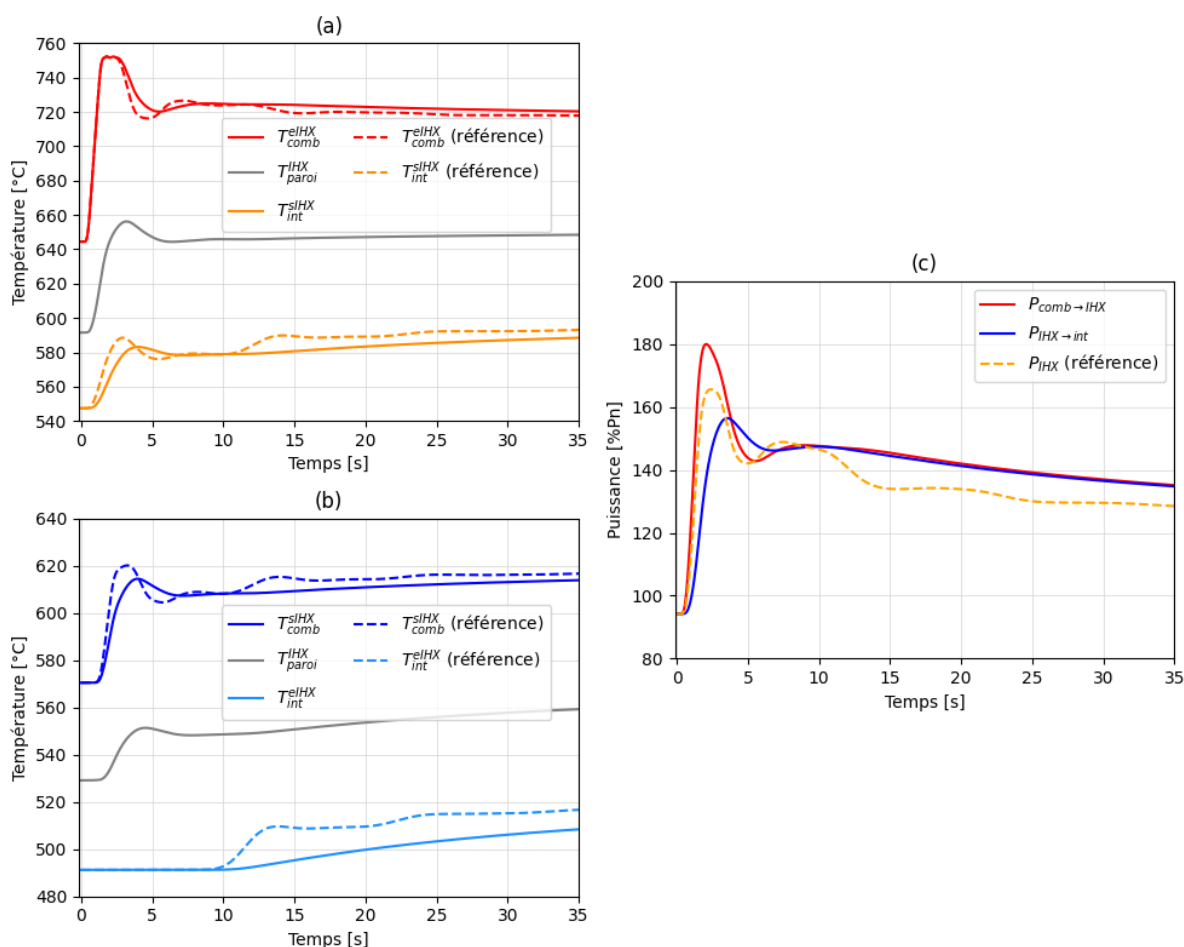


Figure 6.2 : Résultat MOSAICS d'un UTOP sur ARAMIS-P avec modélisation des parois des échangeurs : températures dans les parties supérieure (a) et inférieure (b) de l'IHX, puissances (c)

Globalement, on observe sur la Figure 6.2 que l'inclusion de l'inertie thermique des échangeurs dans la modélisation MOSAICS a pour effet de lisser les variations de température des sels combustible et intermédiaire, et ce principalement en sortie de l'IHX côté intermédiaire T_{int}^{slHX} (Figure 6.2 – a) et en sortie de l'IHX côté combustible T_{comb}^{slHX} (Figure 6.2 – b). Les graphiques (a) et (b) de la Figure 6.2 représentent les températures de sel et de métal de l'échangeur IHX, dans la partie supérieure ou inférieure, respectivement, du composant. Les pics de T_{comb}^{slHX} et

T_{int}^{SIHX} sont réduits par rapport à la modélisation simplifiée de la Figure 6.1, car une partie de l'échauffement du sel combustible vient augmenter la température de la paroi de l'IHX T_{paroi}^{IHx} . En effet, les puissances thermiques transférées du combustible au métal $P_{comb \rightarrow IHX}$ et de la paroi au sel intermédiaire $P_{IHx \rightarrow int}$ (Figure 6.2 – c) encadrent la puissance échangée calculée précédemment P_{IHx} sans le modèle thermique. Le matériau est davantage sollicité en partie supérieure (Figure 6.2 – a) avec une élévation d'environ 60 °C en 3 s. Ce résultat permet de quantifier plus précisément l'impact de l'UTOP sur les structures, bien qu'un modèle de thermo-mécanique du solide soit nécessaire pour en évaluer les conséquences sur le matériau – qui du reste n'est pas défini à ce stade des connaissances sur les RSF à sel chlorure. Ce modèle constitue une perspective intéressante lorsque des critères seront disponibles. Cependant, en l'état actuel des connaissances, la modélisation MOSAICS sans inertie thermique des échangeurs sera considérée comme la référence afin de simplifier les travaux, sans mention contraire. Quelques comparaisons seront néanmoins effectuées pour enrichir la discussion. Dans le cas de l'UTOP le pic de température T_{comb}^{SC} (Figure 6.1 - a) est le même, en utilisant le modèle de référence ou en ajoutant le modèle thermique, car il ne dépend que de la neutronique et de la phase initiale d'insertion de réactivité.

6.1.2. Choc froid

Le transitoire UTOP ci-dessus a été calculé en postulant l'insertion de réactivité de 500 pcm en 1 s sans discuter d'un potentiel initiateur de cet accident. Le concept ARAMIS-P possédant des systèmes de contrôle de la réactivité, un dysfonctionnement de l'un de ces systèmes pourrait constituer un initiateur. Le refroidissement brusque du sel en entrée de cœur serait un autre initiateur d'insertion de réactivité ; il s'agit du transitoire nommé « Choc froid » qui est étudié ici.

On cherche à modéliser un choc froid comparable à l'UTOP du paragraphe 6.1.1. L'insertion de $\Delta\rho_{ext} = 500$ pcm de réactivité, avec un coefficient de contre-réaction $c = -8,3$ pcm.°C⁻¹ (au total), correspond à une diminution d'environ 60 °C de T_{comb}^C . On se propose toutefois d'appliquer cette perturbation de -60 °C à T_{comb}^{eC} , pour simuler un initiateur provenant de l'extraction de puissance du sel combustible (accélération de pompe, ou encore refroidissement du sel intermédiaire induit par le système de conversion d'énergie). Etant donné que le temps de transit du sel combustible en cœur τ_{ZC} est de 0,6 s, on choisit une perturbation de T_{comb}^{eC} avec un temps caractéristique plus faible. Un temps de perturbation de 10% de τ_{ZC} est retenu, soit 0,06 s. Ce choix permettrait donc d'obtenir une diminution de 60 °C de T_{comb}^C en 0,6 s à 0,66 s, *a priori* du même ordre de grandeur que le transitoire UTOP (500 pcm en 1 s). En revanche, ce temps caractéristique pour un choc froid de -60 °C correspond à une rampe de -1000 °C.s⁻¹ pour T_{comb}^{eC} . Il semble irréaliste que des conditions accidentelles du circuit intermédiaire puissent permettre d'atteindre un tel taux de refroidissement du sel combustible, néanmoins l'intérêt du transitoire, au-delà de ces choix nécessairement forfaitaires à ce stade de la conception, est d'analyser le comportement couplé du cœur. Les 4 premières secondes du transitoire sont représentées dans la Figure 6.3.

Le brusque refroidissement de T_{comb}^{eC} entraîne la décroissance de la température moyenne du cœur T_{comb}^C (Figure 6.3 – courbes a), qui principalement par effet de densité augmente la réactivité ρ_n (courbes b). Celle-ci dépasse le seuil de sur-criticité prompte (voir l'Annexe A) un court instant. L'augmentation initiale de réactivité entraîne un premier pic de puissance P_{fiss}

(courbes c) et donc l'élévation de température qui stabilise le système, en moins de 2 secondes, moment où le sel combustible surchauffé revient en bas du cœur. Les mécanismes de stabilisation sont les mêmes qu'identifiés avec le transitoire UTOP.

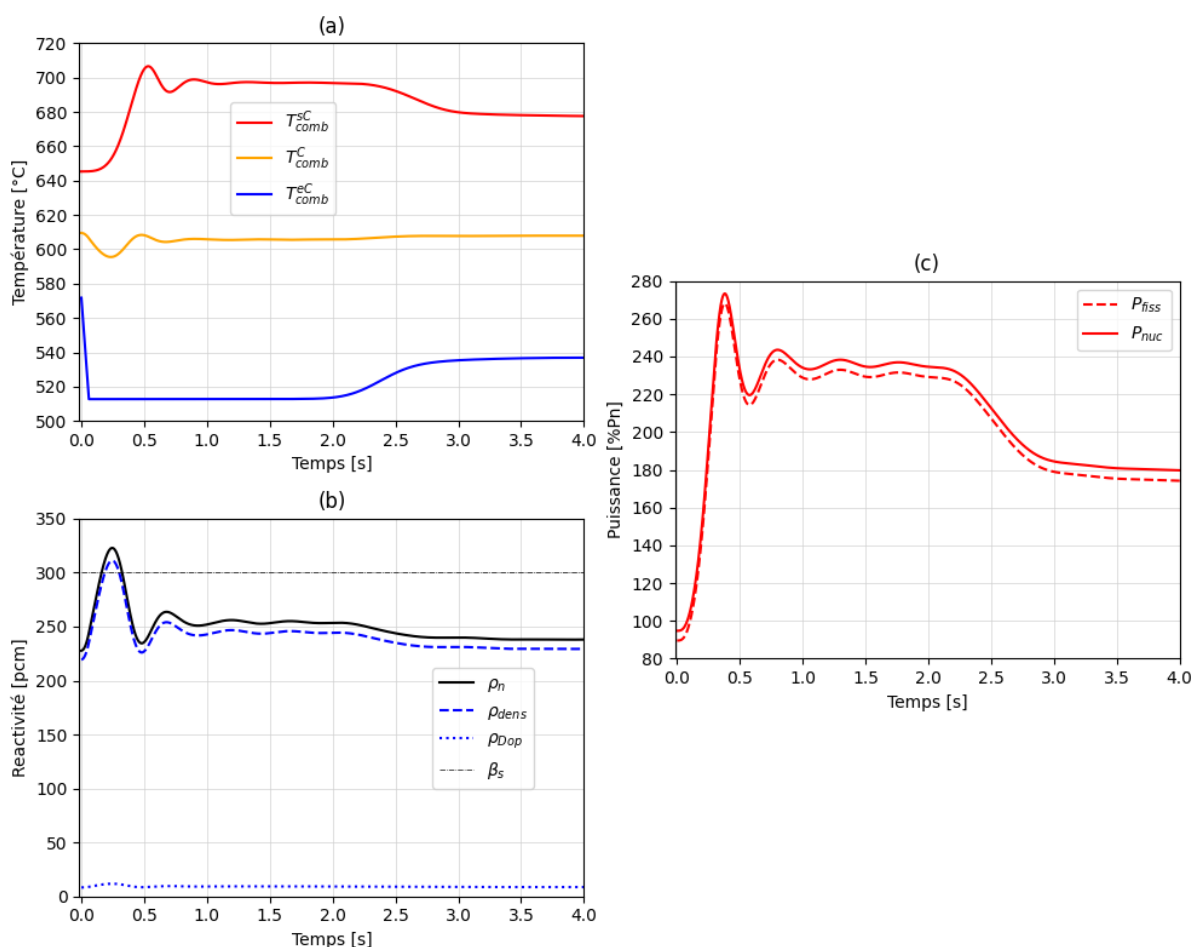


Figure 6.3 : Résultat MOSAICS d'un choc froid sur ARAMIS-P : température du sel combustible (a), réactivité (b), puissance neutronique (c)

Notation	Unité	Valeur maximale	
		UTOP	Choc froid
ρ_n	pcm	290	322
P_{fiss}	%Pn	248	266
T_{comb}^{SC}	°C	754	706

Tableau 6.2 : Valeurs extrêmes obtenues au cours des transitoires UTOP et choc froid sur ARAMIS-P

Le Tableau 6.2 donne les valeurs maximales des grandeurs décrites précédemment, avec une comparaison entre le choc froid et l'UTOP. Notons que le dépassement du seuil de prompt-criticité lors du choc froid n'a pas entraîné de changement brutal de la dynamique du transitoire : la stabilisation par oscillations du réacteur est observée comme lors de l'UTOP. Le pic de température en sortie de cœur T_{comb}^{SC} (Figure 6.3 – a) est plus faible que pour l'UTOP (Figure 6.1), tandis que le pic de puissance est plus élevé. En effet, contrairement à ce transitoire, durant le choc froid T_{comb}^{eC} est plus faible, ce qui déclenche les contre-réactions mais sans compenser totalement l'effet initial de refroidissement du sel combustible ; le sel peut

stocker plus d'énergie sous forme de chaleur avant d'atteindre des valeurs de T_{comb}^{SC} aussi élevées que durant l'UTOP, grâce à sa température initiale plus faible.

Ainsi, le choc froid étudié dans ce paragraphe permet d'explorer le couplage entre neutronique et thermohydraulique d'ARAMIS-P, mais présente des différences par rapport à l'UTOP. A niveau de réactivité externe comparable, ce dernier est plus pénalisant que le choc froid vis-à-vis du pic de T_{comb}^{SC} . C'est donc le transitoire UTOP et non le choc froid qui sera retenu prioritairement pour la prochaine étape, l'analyse de sensibilité globale, à la section 6.2.

6.1.3. Retrait de réactivité

Le dernier accident induit par une perturbation de réactivité étudié dans cette thèse est le transitoire de retrait de réactivité. Il peut être lié à un dysfonctionnement du système de contrôle de la réactivité du réacteur, comme par exemple un arrêt automatique déclenché intempestivement. L'antiréactivité introduite ferait diminuer la puissance neutronique, et si l'accident est non-protégé avec un maintien de l'extraction de puissance par le circuit intermédiaire, le sel combustible risque de se refroidir suffisamment pour atteindre la solidification. Cette étude peut donc fournir des éléments quantitatifs pour définir une marge suffisante au gel et/ou concevoir un système dédié à l'arrêt automatique.

Pour cette analyse, un transitoire de retrait de 1000 pcm en 0,1 s est retenu, car il exhibe un comportement intéressant pour la sûreté. Ce temps caractéristique faible devant τ_{ZC} est retenu pour limiter la compensation par les contre-réactions. Le résultat du transitoire est présenté Figure 6.4.

La réactivité ρ_n diminue initialement jusqu'à -700 pcm, avant de commencer à augmenter une fois la fin de l'insertion de $\Delta\rho_{ext} = -1000$ pcm, à cause des contre-réactions. En effet, la puissance neutronique diminue fortement (P_{fiss} atteinte 5 %Pn), ce qui refroidit le cœur de 35 °C en moyenne et provoque l'augmentation de ρ_{dens} . La température dans le circuit combustible, ainsi que T_{int}^{SIHX} , diminuent progressivement par paliers, à la suite des transits du sel de temps caractéristique τ_{comb} . Cette diminution change de régime au bout de $\tau_{int} = 10$ s, lorsque T_{int}^{elHX} commence à diminuer suite à la circulation complète du sel intermédiaire. Le taux de refroidissement d'environ -3 °C.s⁻¹ amène le sel combustible en sortie d'IHX de 510 °C à 495 °C à 15 s, la température de solidification. Les conséquences de la précipitation du sel combustible dans la partie inférieure de l'IHX nécessitent une modélisation plus approfondie qui ne fait pas l'objet de cette thèse.

Analyse physico-statistique de transitoires accidentels non-protégés

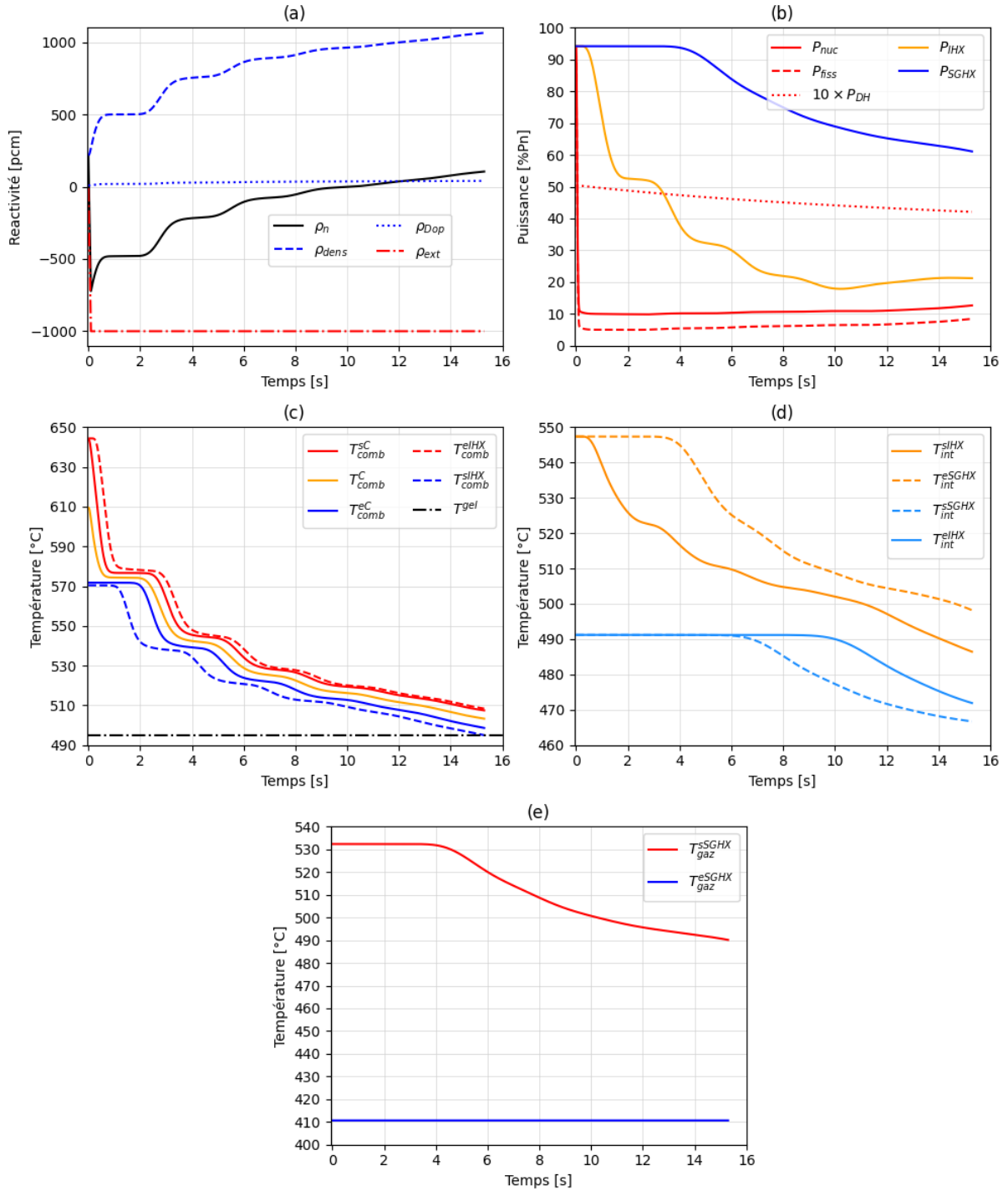


Figure 6.4 : Résultat MOSAICS d'un transitoire de retrait de réactivité sur ARAMIS-P au point de fonctionnement nominal : réactivité (a), puissances (b), températures des sels combustible (c) et intermédiaire (d), et du diazote (e)

L'analyse de ce transitoire met à nouveau en évidence le rôle des temps caractéristiques des circuits. Plusieurs mesures de pilotage accidentel peuvent être étudiées, et incluses dans la procédure d'arrêt automatique du réacteur. L'arrêt immédiat de l'extraction de puissance par le SGHX permettrait d'augmenter T_{int}^{elHX} jusqu'à 550 °C au bout d'environ $\tau_{int}/2$ (temps de parcours en branche froide), ce qui semble une bonne option pour maintenir le sel combustible

au-dessus de la température de gel. Dans ce cas, il faut toutefois s'assurer que le sel ne précipite pas avant $\tau_{int}/2$, ce qui implique plusieurs retours à la conception possibles :

- Augmenter T_{comb}^{BF} au nominal pour avoir plus de marge au gel
- Réduire par conception le temps de parcours du sel intermédiaire τ_{int} (minimisation du volume ou augmentation du débit)
- Réduire le refroidissement initial par paliers. Cet objectif peut être atteint de la façon suivante :
 - Augmenter τ_{comb} : le sel combustible refroidit par paliers à chaque circulation complète. Si le nombre de recirculations est réduit (conséquence de τ_{comb} plus élevé), le sel sera moins refroidi. Ceci pourrait donc être un argument pour maintenir τ_{comb} au-dessus d'une certaine valeur, ce qui se traduit par une valeur minimale du volume hors cœur de sel combustible à respecter lors de la conception. Nous avons par ailleurs vu au paragraphe 4.2.2 que la minimisation de ce volume est en conflit avec l'augmentation de la marge au gel du sel intermédiaire, ce qui rend ce levier d'amélioration potentiellement intéressant.
 - Diminuer la valeur initiale de $T_{comb}^{BF} - T_{int}^{BF}$, ce qui revient à augmenter T_{int}^{BF} et également la marge au gel du sel intermédiaire
- Augmenter T_{int}^{BF} au nominal au-delà de 495 °C, la température de gel du sel combustible. Cette solution permet d'éliminer le risque de gel avant $\tau_{int}/2$.

Une telle stratégie de protection nécessite toutefois de prévoir des régulations dans le SCE pour couper l'échange au SGHX et protéger les turbomachines du refroidissement du gaz associé. Une autre stratégie est de diminuer les débits ou de déclencher les pompes d'un des circuits de sel ou des deux, afin de réduire l'échange thermique et donc P_{IHX} , pour limiter le refroidissement. Cette stratégie pourrait être choisie pour éviter de mettre en place les retours à la conception discutés ci-dessus. L'arbitrage final entre ces choix doit être effectué conjointement avec la définition de l'état de repli du réacteur visé par l'arrêt automatique, notamment cet état pourrait reposer sur la convection naturelle dans un des circuits ou a minima sur des débits réduits. Cette question n'a pas encore été abordée et constitue une perspective à cette thèse.

Afin de donner davantage d'éléments quantitatifs sur cet accident et sur une éventuelle procédure d'arrêt automatique, une étude paramétrique a été effectuée avec le code MOSAICS sur la quantité d'antiréactivité insérée $\Delta\rho_{ext}$ et son efficacité à réduire la puissance neutronique du réacteur. En effet, les résultats de la Figure 6.4 ont montré que le retrait de 1000 pcm conduit à un minimum de la puissance de fission de $\min P_{fiss} = 5\%P_n$. L'étude paramétrique est présentée Figure 6.5.

On observe une relation linéaire entre l'inverse de $\min P_{fiss}$ et la quantité de réactivité retirée $-\Delta\rho_{ext}$ à partir d'un certain seuil. Pour réduire P_{fiss} à 1 ou 0,5 %Pn (soit 10% de la puissance résiduelle), il faut donc retirer 2400 ou 4000 pcm en 0,1 s. Cette étude permet d'avoir une idée du poids en réactivité nécessaire pour le système de contrôle et constitue une ouverture vers le pilotage. Elle permet également de fournir des éléments quantitatifs sur le scénario du transitoire UTOP qui est d'intérêt à étudier comme vu au paragraphe 6.1.1. L'UTOP comme le retrait de réactivité sont des accidents sollicitant fortement les marges de pilotage du RSF ARAMIS-P, qui imposeront donc des contraintes sur la fiabilité des systèmes externes de contrôle de la réactivité.

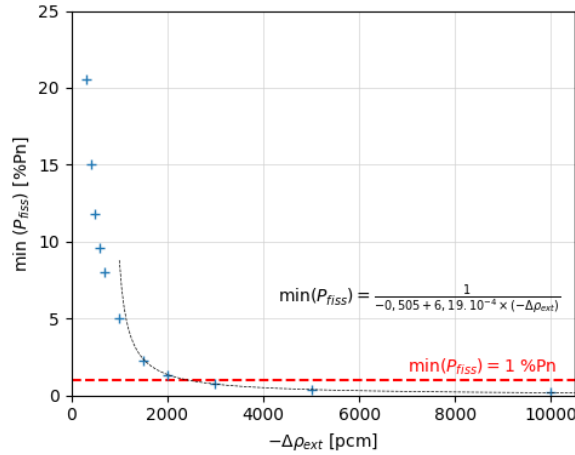


Figure 6.5 : Minimum de puissance de fission atteint en fonction de la quantité de réactivité retirée

6.1.4. Perte de source froide (ULOHS)

L'accident de perte de source froide survient lorsque le système de conversion d'énergie devient indisponible, ce qui annule la puissance de refroidissement du circuit intermédiaire. Sans action de protection, les pompes des circuits de sel continuent à fonctionner, ce qui maintient l'échange thermique entre le combustible et l'intermédiaire et mène rapidement à un échauffement. L'acronyme anglais ULOHS sera utilisé (Unprotected Loss Of Heat Sink) pour désigner ce transitoire.

Le débit de diazote \dot{m}_{gaz} est instantanément réduit à une valeur quasiment nulle, tandis que la température d'entrée dans le SGHX T_{gaz}^{eSGHX} est augmentée, ceci pour réduire davantage l'échange thermique et simuler une chute de P_{SGHX} jusqu'à 0. La Figure 6.6 présente les résultats.

Avec ces choix de modélisation, la puissance extraite P_{SGHX} est instantanément réduite à 4 %Pn, puis s'annule totalement en 25 secondes. Les températures de gaz ne sont pas représentées sur la Figure 6.6 ; c'est donc T_{int}^{sSGHX} (Figure 6.6 – c) qui est la première grandeur impactée, en augmentant jusqu'à 550 °C au début du transitoire. Dans un temps inférieur à $\frac{\tau_{int}}{2} + \frac{\tau_{comb}}{2}$, la branche froide du circuit combustible passe environ de 570 °C à 595 °C, soit une augmentation d'une vingtaine de degrés. Ceci illustre la stratégie de mitigation du transitoire de retrait de réactivité, discutée au paragraphe 6.1.3. Par l'effet des contre-réactions, T_{comb}^{SC} et la puissance de fission P_{fiss} diminuent à chaque pic de T_{comb}^{eC} .

Le réacteur atteint un état asymptotique au bout d'une centaine de secondes avec l'annulation de P_{fiss} , durant lequel la puissance résiduelle P_{DH} stabilisée à 3 %Pn entre en équilibre avec P_{IHX} , ce qui induit un taux d'échauffement constant du sel dans chacun des circuits. Le temps t_{∞} à partir duquel un circuit atteint ce régime asymptotique est calculé comme le temps à partir duquel le taux de variation de la température chaude du circuit, $\frac{dT}{dt}$ pour $T = T_{comb}^{eIHX}$ ou encore $T = T_{int}^{sIHX}$, reste compris dans l'intervalle $[-1, 1]$ (°C.min⁻¹) autour de sa valeur asymptotique $\left. \frac{dT}{dt} \right|_{\infty}$. Le temps à partir duquel le circuit atteint la limite de 700 °C t_{700} est ensuite calculé

simplement à partir du taux de variation asymptotique et de la valeur à $t = t_{\infty}$, $T(t_{\infty})$. Les résultats sont donnés dans le Tableau 6.3. Ce tableau contient également les résultats d'un deuxième calcul effectué avec MOSAICS en prenant en compte la modélisation des parois des échangeurs, ce qui a pour effet d'ajouter de l'inertie thermique au réacteur. Le résultat de ce calcul est affiché sur la Figure 6.7.

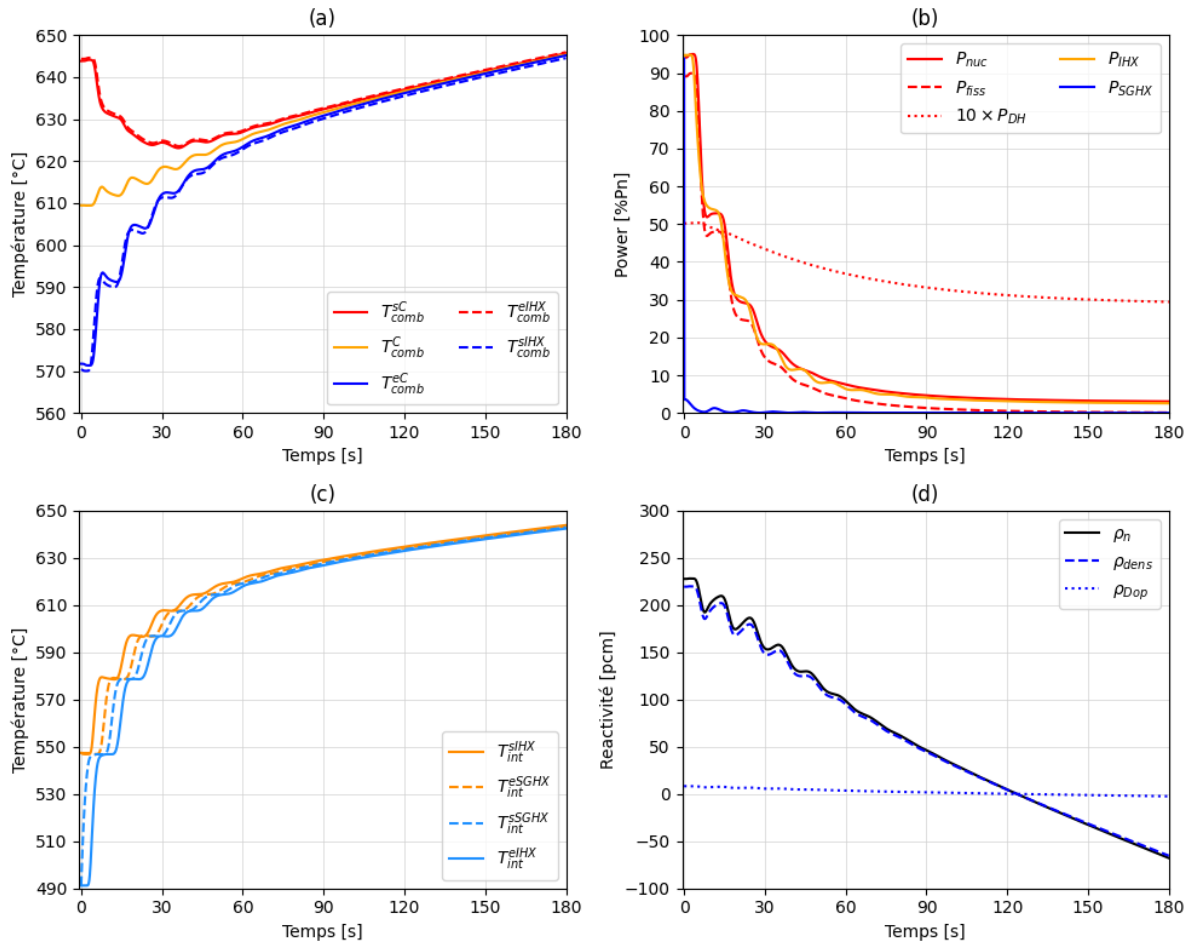


Figure 6.6 : Résultat MOSAICS d'un transitoire ULOHS sur ARAMIS-P : température des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), réactivité (d)

La comparaison visuelle des Figure 6.6 et Figure 6.7 montre qu'une modélisation plus réaliste prenant en compte l'inertie thermique du métal des échangeurs ne change pas le comportement global du transitoire, mais que le comportement est plus amorti ; les oscillations ne sont pas visibles. De plus, le Tableau 6.3 montre que l'inertie des échangeurs est suffisamment importante pour réduire d'un facteur 2 environ le taux d'échauffement du réacteur, ce qui indique que le délai avant l'atteinte d'une température de 700 °C est plutôt de l'ordre de 23 minutes que de 10 minutes. Ce délai correspond approximativement au temps limite à partir duquel il est nécessaire de démarrer le système d'évacuation de la puissance résiduelle.

Analyse physico-statistique de transitoires accidentels non-protégés

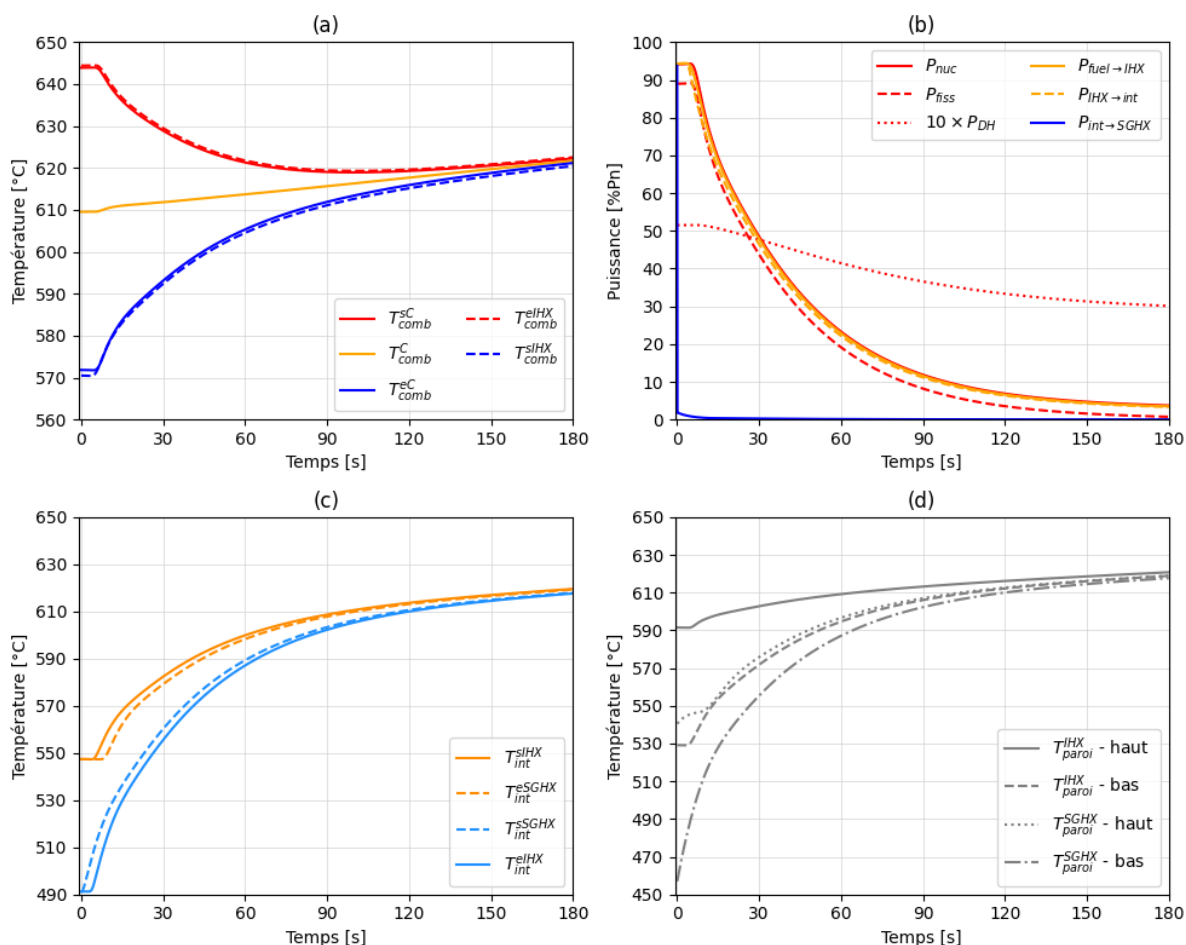


Figure 6.7 : Résultat MOSAICS d'un transitoire ULOHS sur ARAMIS-P avec modélisation des parois des échangeurs : températures des sels combustibles (a) et intermédiaire (c), puissances (b), températures extrêmes des parois dans les échangeurs IHX et SGHX (d)

Variable	Unité	Valeur				
		MOSAICS		MOSAICS avec modélisation des parois des échangeurs		
		T_{comb}^{elHX}	T_{int}^{sIHX}	T_{comb}^{elHX}	T_{int}^{sIHX}	$T_{paroi}^{IHX} - \text{haut}$
t_{∞}	s	105	143	142	176	137
$T(t_{\infty})$	°C	635,0	638,4	620,5	619,2	617,6
$\left. \frac{dT}{dt} \right _{t_{\infty}}$	°C.s ⁻¹	0,135		0,064		
	°C.min ⁻¹	8,1		3,8		
t_{700}	s	586	599	1389	1439	1427
	min	9,8	10,0	23,1	24,0	23,8

Tableau 6.3 : Comparaison des régimes asymptotiques d'échauffement d'ARAMIS-P suite à un accident ULOHS

Enfin, on peut observer sur la Figure 6.7 que les échangeurs sont néanmoins fortement sollicités thermiquement en début de transitoire, notamment au bas du SGHX qui subit la perte de source froide et voit l'augmentation importante de la température du sel intermédiaire. Ainsi T_{paroi}^{IHX} augmente d'environ 70 °C sur les 15 premières secondes du transitoire dans la partie basse de l'échangeur. La diminution du débit intermédiaire pourrait permettre de limiter cet

échauffement, tout comme la réduction par conception de l'écart de température $T_{int}^{BF} - T_{gaz}^{eSGHX}$. Puisque diminuer T_{int}^{BF} ne semble pas souhaitable vis-à-vis de la marge à la solidification, un tel retour à la conception implique d'augmenter T_{gaz}^{eSGHX} , et il a été vu dans le Chapitre 4, paragraphe 4.2.2 que ce paramètre est issu de calculs thermodynamiques et que le modifier pourrait avoir des répercussions sur le rendement du réacteur. La stratégie de mitigation par le débit intermédiaire ou le retour à la conception pour l'ULOHS constituent des perspectives des travaux présentés ici.

6.1.5. Manque de tension généralisé (SBO)

Le dernier accident dont l'analyse physique est effectuée est un accident de manque de tension généralisé, abrégé en SBO pour l'anglais Station Black-Out. On suppose que la centrale perd instantanément son alimentation électrique, et on simule l'arrêt sur inertie de toutes les pompes des circuits de sel et la déconnexion de l'alternateur du système de conversion d'énergie. Les pompes sont caractérisées par un temps de demi-débit, et les conditions aux limites évoluent selon les équations (6.1) et (6.2).

$$\Delta p_{pompes}^{comb}(t) = (\Delta p_{pompes}^{comb})_{nominal} \left(\frac{1}{1 + t/\tau_{\dot{m}_{comb}}} \right)^2 \quad (6.1)$$

$$\dot{m}_{int}(t) = (\dot{m}_{int})_{nominal} \frac{1}{1 + t/\tau_{\dot{m}_{int}}} \quad (6.2)$$

Avec Δp_{pompes}^{comb} et $(\Delta p_{pompes}^{comb})_{nominal}$ (bar) la pression motrice des pompes du circuit combustible à l'instant t et en fonctionnement nominal respectivement, \dot{m}_{int} et $(\dot{m}_{int})_{nominal}$ (kg.s⁻¹) le débit massique des pompes du circuit intermédiaire à l'instant t et en régime nominal respectivement, et $\tau_{\dot{m}_{comb}}$ et $\tau_{\dot{m}_{int}}$ (s) les temps de demi-débit des pompes des circuits combustible et intermédiaire, respectivement.

L'équation (6.2) est appliquée jusqu'à ce que \dot{m}_{int} atteigne une valeur asymptotique imposée \dot{m}_{int}^{∞} , puis cette condition aux limites reste constante à partir de cet instant. Ceci est une hypothèse prise sur un débit en convection naturelle du circuit intermédiaire, qui n'est pas calculé par MOSAICS. En revanche l'équation de la quantité de mouvement est bien résolue pour le circuit combustible, comme discuté dans le paragraphe 3.3.3, ce qui se traduit par une condition aux limites en pression dans l'équation (6.1).

Puisque le système de conversion d'énergie (SCE) d'ARAMIS-P n'est pas modélisé à ce stade des études de la thèse, les conditions aux limites du gaz au niveau du SGHX ($\dot{m}_{gaz}, T_{gaz}^{eSGHX}$) sont supposées suivre la même tendance que pour le RNR-Na ASTRID, possédant un SCE basé également sur le diazote à 180 bar. En reprenant l'étude du transitoire « Loss-of-Flow Accident » sur le SCE d'ASTRID présentée dans la référence [118], le débit massique croît initialement jusqu'à un premier pic, à cause de l'accélération de la vitesse de rotation de l'arbre des turbomachines suite à la déconnexion de l'alternateur, puis suit ensuite asymptotiquement une exponentielle décroissante. La température froide du gaz à l'entrée du SGHX est supposée décroître de $\Delta T_{1,T_{gaz}}$ linéairement jusqu'à un minimum (pic négatif), puis entrer dans un régime exponentiel pour croître de $\Delta T_{2,T_{gaz}}$ vers une valeur asymptotique. Dans ce transitoire, la dynamique libre concerne uniquement la chaudière (circuits combustible et intermédiaire), car

une telle évolution du SCE suppose que des régulations sont mises en place pour protéger la turbomachine de la survitesse [118].

Au total, 11 paramètres représentent l'évolution des conditions aux limites selon les hypothèses ci-dessus. Ils sont listés avec leurs valeurs dans le Tableau 6.4. Ces valeurs sont forfaitaires à ce stade, et seront analysées lors de l'étude de sensibilité globale du paragraphe 6.2.3. L'évolution temporelle des conditions aux limites du réacteur ARAMIS-P lors du transitoire SBO est présentée Figure 6.8. Le résultat du calcul MOSAICS est présenté Figure 6.9 pour les 200 premières secondes du transitoire, et ensuite Figure 6.10 à une échelle plus large, de 1000 secondes.

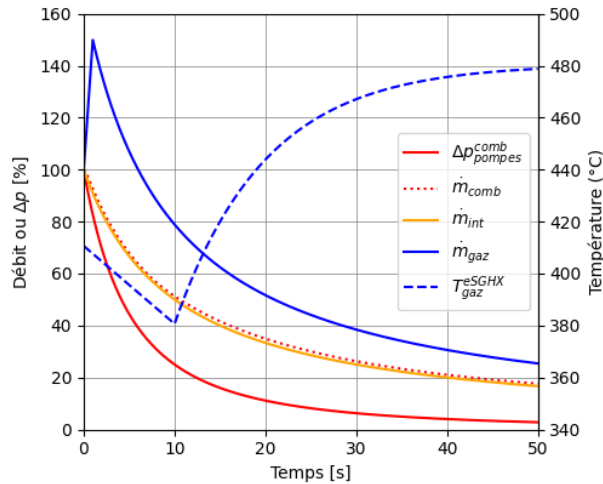


Figure 6.8 : Evolution des conditions aux limites pour le transitoire SBO : pression motrice des pompes du circuit combustible, débits massiques du sel intermédiaire et du gaz, température froide du gaz. Le débit combustible est représenté pour illustration.

Notation	Unité	Description	Valeur
$\tau_{\dot{m}_{comb}}$	s	Temps de demi-débit des pompes du circuit combustible	10
$\tau_{\dot{m}_{int}}$	s	Temps de demi-débit des pompes du circuit intermédiaire	10
\dot{m}_{int}^{∞}	% débit nominal	Valeur asymptotique de \dot{m}_{int}	3
$t_{1,\dot{m}_{gaz}}$	s	Temps d'atteinte du pic \dot{m}_{gaz}	1
$r_{\dot{m}_{gaz}}$	-	Ratio de la valeur du pic sur la valeur initiale de \dot{m}_{gaz}	1,5
$\tau_{\dot{m}_{gaz}}$	s	Constante de temps du régime asymptotique de \dot{m}_{gaz}	10
\dot{m}_{gaz}^{∞}	% débit nominal	Valeur asymptotique de \dot{m}_{gaz}	3
$t_{1,T_{gaz}}$	s	Temps d'atteinte du minimum de T_{gaz}^{eSGHX}	10
$\Delta T_{1,T_{gaz}}$	°C	Différence entre la valeur initiale de T_{gaz}^{eSGHX} et son minimum	-30
$\tau_{T_{gaz}}$	s	Constante de temps du régime asymptotique de T_{gaz}^{eSGHX}	10
$\Delta T_{2,T_{gaz}}$	°C	Différence entre la valeur asymptotique de T_{gaz}^{eSGHX} et son minimum	100

Tableau 6.4 : Paramètres caractérisant la séquence accidentelle du SBO et valeurs de référence

La baisse progressive de \dot{m}_{comb} dans le circuit combustible augmente le temps de transit du sel, notamment dans le cœur, ce qui a pour effet d'augmenter sa température durant les 10 premières secondes (Figure 6.9 – a). La diminution de \dot{m}_{comb} et \dot{m}_{int} a également pour conséquence la dégradation de l'échange thermique entre les deux circuits de sel, et P_{IHX}

diminue, ce qui élève finalement T_{comb}^{eC} d'environ 40 °C durant les 15 secondes suivantes, au temps $t = 25$ s. La puissance neutronique décroît. Notons que la diminution du débit des pompes du circuit combustible, susceptible d'insérer de la réactivité en augmentant rapidement le nombre de neutrons retardés disponibles en cœur, n'entraîne pas une augmentation visible de P_{fiss} . Globalement, T_{comb}^{SC} reste stable, avec une variation inférieure à 10 °C sur les 200 premières secondes.

Dans le circuit intermédiaire, la température froide T_{int}^{SSGHX} diminue initialement (Figure 6.9) à cause du double effet de la diminution du débit intermédiaire et de l'augmentation de la puissance extraite P_{SGHX} , qui est une conséquence du profil imposé des conditions aux limites en gaz présentées sur la Figure 6.8. La diminution est d'environ 20 °C, soit la moitié de la marge prévue contre le gel du sel intermédiaire. La température en branche froide augmente à partir du moment où P_{SGHX} se met à décroître, tandis que la température en branche chaude se met à diminuer à cause de la dégradation de P_{IHx} .

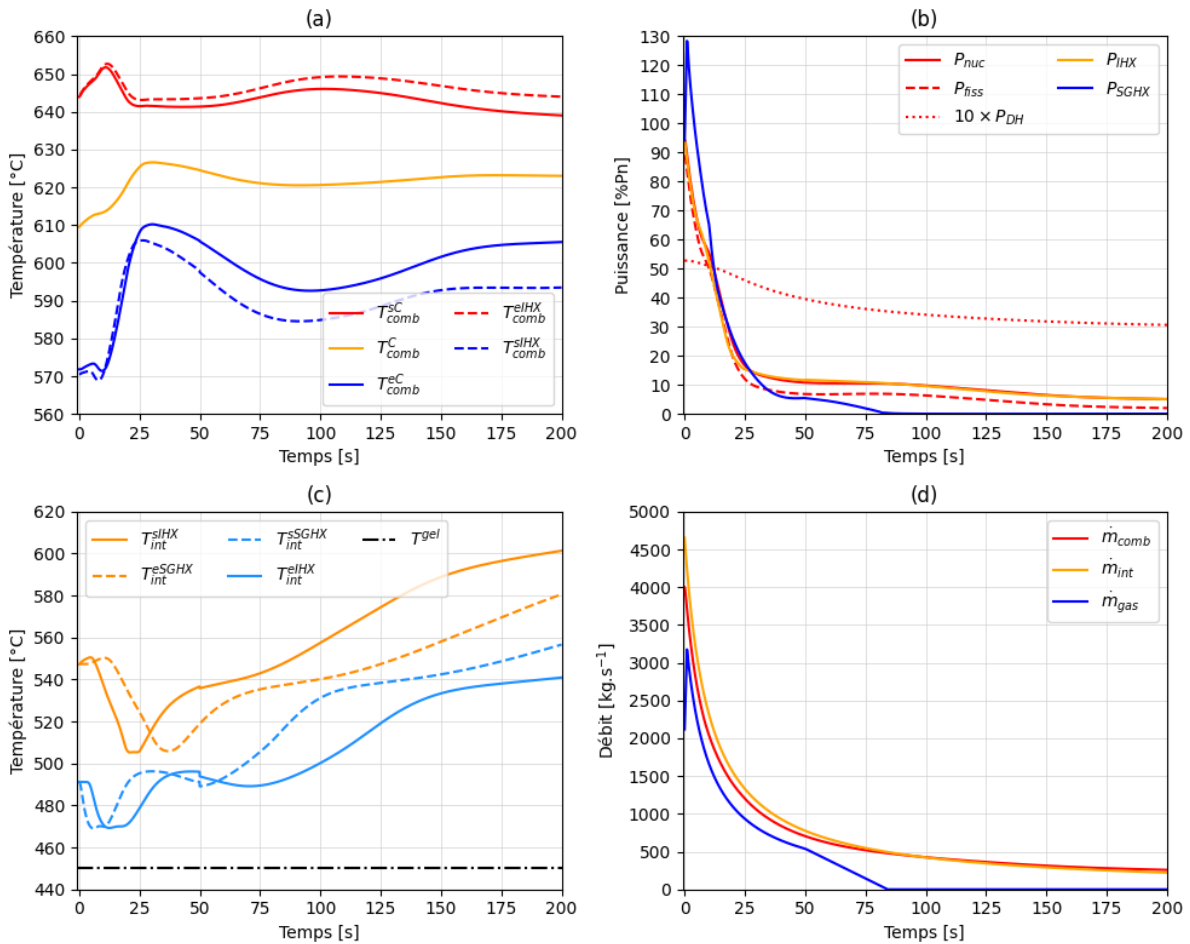


Figure 6.9 : Résultat MOSAICS d'un transitoire SBO sur ARAMIS-P pendant 200 s : température des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), débits (d)

Au bout d'environ 25 secondes, les puissances et les débits commencent à se stabiliser et le réacteur entame une évolution plus lente. Afin de simplifier le transitoire SBO, une hypothèse supplémentaire est prise, consistant à modifier le profil des conditions aux limites en gaz à partir de 50 secondes : régime linéaire de débit pour l'annuler, et obtenir $P_{SGHX} = 0$. On suppose en effet que le SCE n'est plus en mesure d'extraire de la puissance au bout d'environ 1 minute. Ce

changement dans les conditions aux limites a été obtenu en combinant un deuxième calcul MOSAICS, ce qui cause la perturbation numérique observée à $t = 50$ s sur T_{int}^{eIHX} , mais sans changer la tendance physique du comportement d'ARAMIS-P. Les débits étant désormais faibles, les temps caractéristiques du réacteur sont augmentés, et l'étude du SBO nécessite une plus grande échelle temporelle, comme sur la Figure 6.10.

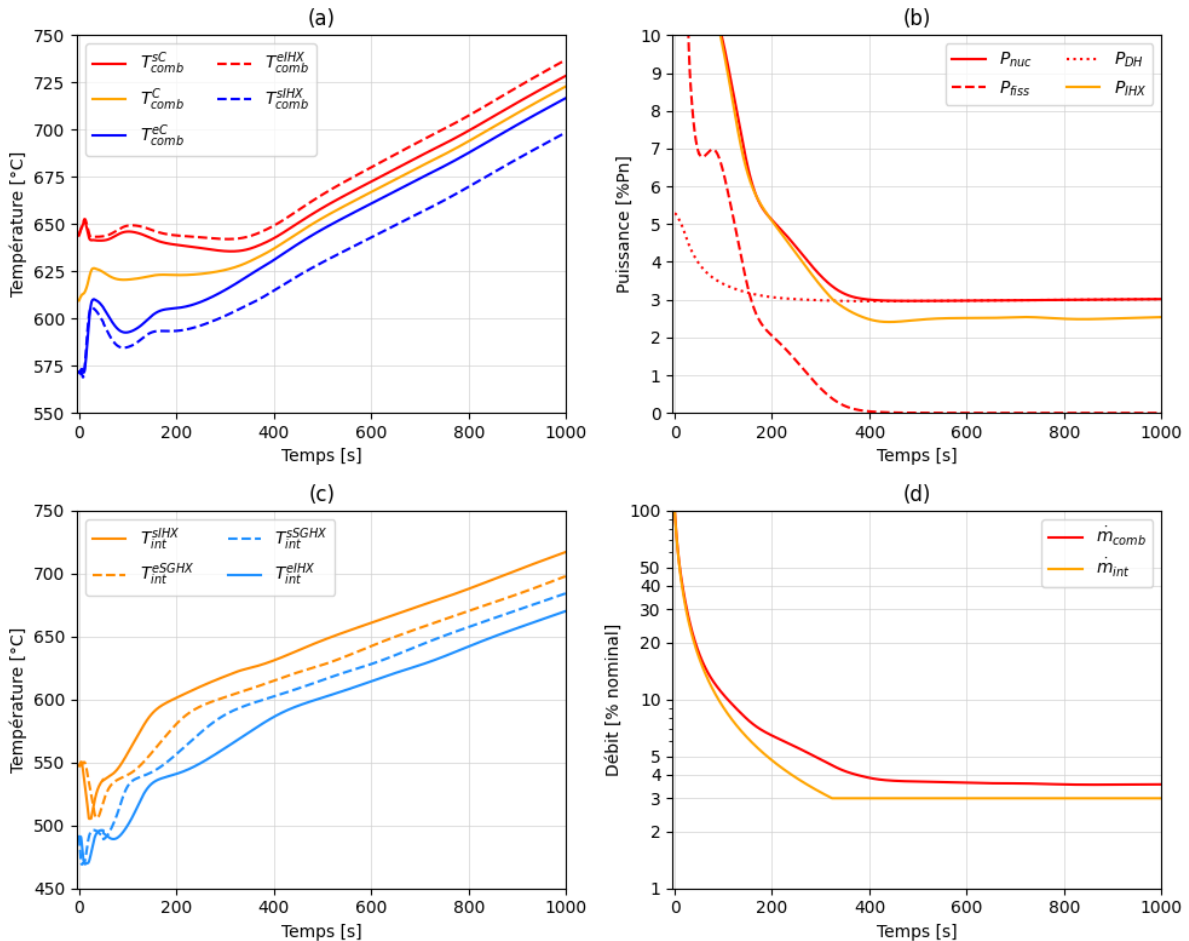


Figure 6.10 : Résultat MOSAICS d'un transitoire SBO sur ARAMIS-P pendant 1000 s : température des sels combustibles (a) et intermédiaire (c), puissances (b), débits (d)

De façon similaire à l'ULOHS du paragraphe 6.1.4, le réacteur entre dans un régime asymptotique d'échauffement à taux constant à partir d'environ 400 secondes, qui correspond également à la stabilisation des débits dont \dot{m}_{comb} qui atteint une asymptote de 3,5% de sa valeur nominale sous l'effet de la convection naturelle. Les faibles débits impliquent qu'à des valeurs de P_{DH} et de P_{IHX} de 3 et 2,5 %Pn, les circuits de sels présentent des écarts instantanés entre leurs points chaud et froid d'environ 30 à 40 °C. L'échauffement des sels est d'environ 8,5 °C.min⁻¹, soit le même ordre de grandeur que pour l'ULOHS comme indiqué dans le Tableau 6.3 (sans modéliser l'inertie thermique des échangeurs). Le délai pour mettre en place le système d'évacuation de la puissance résiduelle est également du même ordre de grandeur, environ 12 minutes, car le sel combustible atteint 700 °C à $t = 750$ s. Etant donné la similarité entre les régimes asymptotiques du SBO et de l'ULOHS, l'inclusion du modèle de l'inertie thermique des échangeurs, qui n'est pas effectuée ici par souci de brièveté, permettrait

probablement de gagner un facteur 2 sur le taux d'échauffement, et donc d'atteindre un délai d'une vingtaine de minutes.

6.1.6. Synthèse de l'analyse physique

Dans la section 6.1, plusieurs transitoires accidentels sur le réacteur ARAMIS-P ont été étudiés, dans le cadre de l'application de la sous-méthodologie SM2 proposée dans la thèse. Ils ont été modélisés avec le code MOSAICS, et selon les cas en incluant un modèle de thermique des échangeurs de chaleur. L'accent a été porté sur la description détaillée et la compréhension physique des résultats obtenus. Le comportement en dynamique libre d'un réacteur à sels fondus présente en effet un fort couplage entre neutronique et thermohydraulique via les contre-réactions qui se mettent en œuvre rapidement. Les accidents initiés par une perturbation en réactivité (UTOP, retrait de réactivité) ont un impact important sur les températures du sel combustible, davantage que lors d'accidents initiés par une dégradation des capacités d'extraction de la chaleur (choc froid, ULOHS et SBO). Les accidents de perte de source froide (ULOHS et SBO) fournissent une analyse quantitative des délais nécessaires pour mettre en place un système d'évacuation de la puissance résiduelle. L'analyse avec le modèle thermique permet de quantifier plus précisément les sollicitations des matériaux de paroi des échangeurs, et confirme l'importance de la prise en compte de leur inertie. Toutefois, l'analyse sans ce modèle permet de mettre en évidence plus aisément le rôle des temps caractéristiques du réacteur sur son comportement naturel. Des pistes de mitigation et des retours à la conception portant notamment sur les marges ont été discutés suite à l'analyse de chacun des transitoires, conformément à la méthodologie globale suivie dans ces travaux.

Il est important de noter que tous ces accidents en dynamique libre ont été étudiés depuis l'état nominal d'ARAMIS-P à 100 %Pn. Un approfondissement de cette analyse nécessite d'inclure également les autres états du fonctionnement normal, et notamment les états de puissance partielle, conformément à la sous-méthodologie SM2. C'est ainsi que l'ensemble des conditions opérationnelles, caractéristiques des stratégies de pilotage envisagées, peuvent être évaluées. Ces conditions opérationnelles peuvent conduire à des marges en température dépendantes du niveau de puissance à l'équilibre, et les modes de pilotage avec variation de débit modifient les temps caractéristiques par rapport au régime nominal (car les vitesses des fluides qui véhiculent les perturbations de température ne sont plus les mêmes qu'au régime nominal). Pour le comportement naturel ainsi que les deux stratégies de pilotage définies au chapitre précédent, SP1 et SP2, la dépendance de la dynamique libre d'ARAMIS-P au niveau de puissance initial est étudiée dans la section suivante par des analyses statistiques.

6.2. Analyse de sensibilité globale et proposition de critères de sûreté pour les marges de pilotage

Les deux stratégies de pilotage (SP1 et SP2) définies au Chapitre 5, section 5.1, et le comportement naturel (SP0) sont évalués dans ce paragraphe sur la base de leurs conditions opérationnelles caractéristiques lors de l'état du réacteur en production, en fonctionnement normal (cf. Chapitre 1, paragraphe 1.1.5). Les stratégies sont rappelées :

0. comportement naturel du réacteur ($\rho_{ext} = 0$, débits de sel constants)
1. contrôle du circuit combustible par la réactivité (ρ_{ext} et \dot{m}_{int} variables, \dot{m}_{comb} constant)
2. contrôle du circuit combustible par la réactivité et les pompes (ρ_{ext} , \dot{m}_{comb} , \dot{m}_{int} variables)

L'évaluation s'inscrit dans le cadre de la sous-méthodologie SM2. Elle consiste à modéliser des accidents non-protégés, avec le code MOSAICS, à partir de différents états de puissance initiale, partielle ou nominale. Chacune des trois stratégies de pilotage définit en effet un ensemble de marges de températures, en fonction de la puissance initiale. Au vu du temps imparti dans la thèse, seuls les transitoires UTOP et SBO font l'objet de cette étape.

L'analyse de sensibilité globale (ASG) de ces transitoires permet de caractériser le comportement dynamique d'ARAMIS-P, en étudiant l'influence des paramètres de conception et de pilotage sur la réponse du réacteur. Ces résultats donneront des axes d'amélioration par conception ou par adaptation de la stratégie de pilotage.

La démarche commune pour les deux accidents est donnée au paragraphe 6.2.1. Les résultats de l'UTOP et du SBO sont présentés dans les paragraphes 6.2.2 et 6.2.3, respectivement. D'autres transitoires pourraient faire l'objet d'une analyse de sensibilité globale, en perspective à ces travaux de thèse.

6.2.1. Démarche

La démarche d'analyse de sensibilité globale introduite au Chapitre 3, section 3.4 est employée. La puissance initiale, P_0 , est l'un des principaux paramètres dits *incertains*, auxquels sont affectés des distributions statistiques. On ne couvre que les états de puissance partielle de 30 à 100 %Pn. Des paramètres de conception sont également inclus, supposés suivre une distribution statistique, majoritairement autour de 10% de leurs valeurs de référence, afin d'être en mesure de détecter une interaction avec les autres entrées d'intérêt de l'ASG. D'autres paramètres concernent directement les scénarios de transitoires accidentels. Pour une question de temps, seuls les accidents UTOP et SBO sont considérés dans cette étude. La liste des paramètres d'entrée de l'ASG avec leurs distributions statistiques est donnée dans le Tableau 6.5.

Les sorties d'intérêt nécessaires pour appliquer l'ASG dépendent du transitoire accidentel, et visent à représenter de façon simplifiée et conservatrice le comportement d'ARAMIS-P. A ce titre, le modèle MOSAICS utilisé pour calculer ces sorties d'intérêt pour chaque point du plan d'expérience ne prend pas en compte l'inertie thermique des échangeurs, afin de faciliter la compréhension physique (modèle de référence).

Chapitre 6

Notation	Unité	Description	Intervalle	Distribution
<i>Paramètres principaux (5)</i>				
P_0	%Pn	Puissance initiale	[30 ; 100]	Uniforme
L_{comb}^{BC}	m	Longueur de conduite. Permet de faire varier le volume chaud entre le cœur et l'IHX	[0,4 ; 2]	Uniforme
L_{comb}^{BF}	m	Longueur de conduite. Permet de faire varier le volume froid entre l'IHX et le cœur (inclut les pompes)	[0,4 ; 2]	Uniforme
L_{int}^{BC}	m	Longueur de conduite. Permet de faire varier le volume chaud entre l'IHX et le SGHX	[2,5 ; 10]	Uniforme
L_{int}^{BF}	m	Longueur de conduite. Permet de faire varier le volume froid entre le SGHX et l'IHX	[2,5 ; 10]	Uniforme
<i>Autres paramètres du réacteur (9)</i>				
ρ_{comb}^{moy}	kg.m ⁻³	Masse volumique moyenne du sel combustible	±10%	Uniforme
α_{comb}	kg.m ⁻³ .°C ⁻¹	Coefficient d'expansion du sel combustible	±10%	Uniforme
$c_{p,comb}$	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹	Capacité thermique du sel combustible	±10%	Uniforme
β_s	pcm	Fraction de neutrons retardés (sans circulation)	±10%	Uniforme
C_{dens}	pcm.(kg.m ⁻³) ⁻¹	Coefficient de contre-réaction de densité	±10%	Uniforme
Δz_{comb}	m	Différence d'altitude entre l'IHX et le cœur	±10%	Uniforme
f_{comb}	-	Facteur multiplicatif pour le calcul des pertes de charges dans le circuit combustible	±10%	Uniforme
$P_{DH,cst}$	%Pn	Puissance résiduelle initiale - partie constante	±10%	Uniforme
$P_{DH,var}$	%Pn	Puissance résiduelle initiale - partie variable	±10%	Uniforme
<i>Paramètres relatifs à l'UTOP (2)</i>				
$\Delta\rho_{ext}$	pcm	Quantité totale de réactivité insérée	[450 ; 550]	Uniforme
$\tau_{\Delta\rho}$	s	Durée d'insertion	[0,1 ; 10]	Uniforme
<i>Paramètres relatifs au SBO (11)</i>				
$\tau_{\dot{m}_{comb}}$	s	Temps de demi-débit des pompes du circuit combustible	[1 ; 30]	Log-Uniforme
$\tau_{\dot{m}_{int}}$	s	Temps de demi-débit des pompes du circuit intermédiaire	[1 ; 30]	Log-Uniforme
\dot{m}_{int}^{∞}	% débit nominal	Valeur asymptotique de \dot{m}_{int}	[1 ; 5]	Uniforme
$t_{1,\dot{m}_{gaz}}$	s	Temps d'atteinte du pic \dot{m}_{gaz}	[0,5 ; 1,5]	Uniforme
$r_{\dot{m}_{gaz}}$	-	Ratio de la valeur du pic sur la valeur initiale de \dot{m}_{gaz}	[1,4 ; 1,6]	Uniforme
$\tau_{\dot{m}_{gaz}}$	s	Constante de temps du régime asymptotique de \dot{m}_{gaz}	[20 ; 40]	Uniforme
\dot{m}_{gaz}^{∞}	% débit nominal	Valeur asymptotique de \dot{m}_{gaz}	[1 ; 5]	Uniforme
$t_{1,T_{gaz}}$	s	Temps d'atteinte du minimum de T_{gaz}^{eSGHX}	[5 ; 15]	Uniforme
$\Delta T_{1,T_{gaz}}$	°C	Différence entre la valeur initiale de T_{gaz}^{eSGHX} et son minimum	[-40 ; -20]	Uniforme
$\tau_{T_{gaz}}$	s	Constante de temps du régime asymptotique de T_{gaz}^{eSGHX}	[20 ; 40]	Uniforme
$\Delta T_{2,T_{gaz}}$	°C	Différence entre la valeur asymptotique de T_{gaz}^{eSGHX} et son minimum	[50 ; 100]	Uniforme

Tableau 6.5 : Paramètres d'entrée pour l'application de l'ASG

6.2.2. Analyse statistique de l'UTOP

Avant d'appliquer l'analyse de sensibilité globale sur l'UTOP, on étudie les cas limites à 30 %Pn pour les trois Stratégies de Pilotage et le cas à 100 %Pn, décrit par la Figure 6.1. Les états du réacteur correspondant à 30 %Pn pour les SP0, SP1 et SP2 ont été donnés dans le Tableau 5.2. La Figure 6.11 compare les résultats du modèle MOSAICS pour les 4 transitoires.

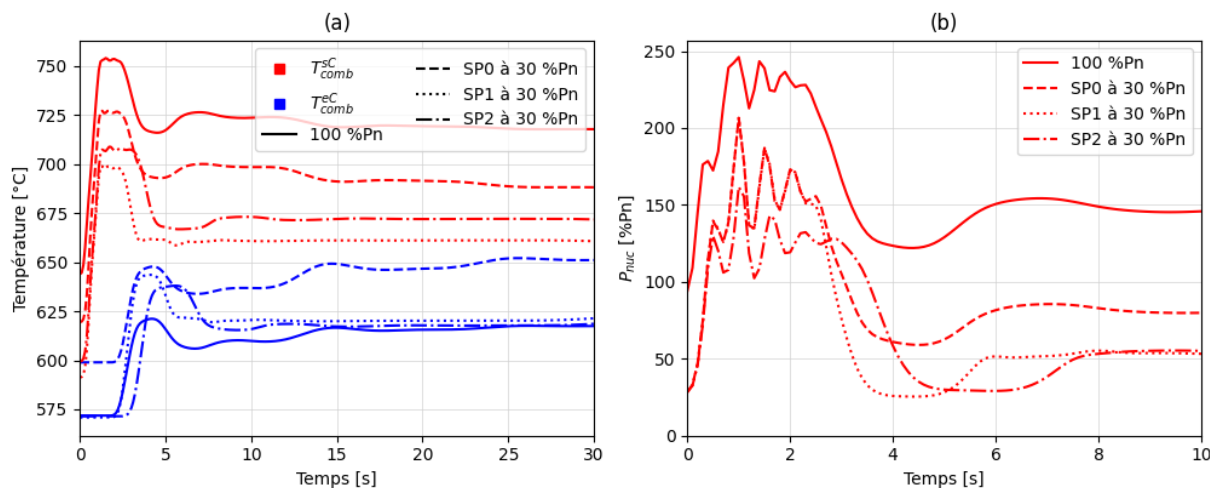


Figure 6.11 : Comparaison de la température du sel combustible (a) et de la puissance nucléaire (b), lors d'un UTOP depuis différents états initiaux. Des échelles de temps différentes sont utilisées

Le scénario de l'UTOP est caractérisé par la quantité de réactivité insérée $\Delta\rho_{ext}$ et la durée d'insertion $\tau_{\Delta\rho}$, comme indiqué dans le Tableau 6.5. Dans le cas de la Figure 6.11, les 4 transitoires sont modélisés avec des valeurs de 500 pcm et 1 s, respectivement. Le comportement observé est similaire pour tous les cas et l'interprétation physique est la même que dans le paragraphe 6.1.1 ; un pic de T_{comb}^{SC} est atteint pour $t = \tau_{\Delta\rho}$, et sa valeur est notée dans la suite T_{max} (°C). Tous les cas mis à part la SP1 à 30 %Pn dépassent la valeur limite de 700 °C, ce qui indique que la marge n'est pas suffisante pour ce scénario. Pour le cas de la SP2 à 30 %Pn, l'augmentation de T_{comb}^{eC} qui permet de diminuer T_{comb}^{SC} est légèrement retardée car le temps de circulation τ_{comb} est supérieur (\dot{m}_{comb} est de l'ordre de 73% de sa valeur nominale).

Il est clair que le seul dépassement de la valeur de 700 °C pour T_{comb}^{SC} n'est pas suffisant pour évaluer complètement le comportement accidentel du réacteur. Le temps passé au-delà de cette limite est également important pour déterminer le fluage des matériaux de structure. Néanmoins à ce stade de pré-conception du réacteur ARAMIS-P, ce critère de découplage conservatif sera conservé.

Puisque la valeur initiale de T_{comb}^{SC} avant l'insertion de réactivité est différente selon la stratégie de pilotage et dépend des marges associées à chacune, et a donc un impact sur T_{max} , on s'intéresse également à la valeur de ΔT_{max} (°C) = $T_{max} - T_{comb}^{SC}(0)$. Le Tableau 6.6 donne ces deux grandeurs calculées par MOSAICS pour chaque cas ; elles seront retenues comme sorties d'intérêt pour l'ASG. L'analyse préliminaire des cas limites permet toutefois de conclure qu'aucune des stratégies ne satisfait l'objectif de maintenir T_{comb}^{SC} en-dessous de 700 °C pour tous les états de puissance lors d'un UTOP de 500 pcm en 1 s, mais que la stratégie SP1 est la mieux adaptée car elle fournit plus de marge, ce qui est nécessaire.

Chapitre 6

Critère	Unité	100 %Pn	SP0 à 30 %Pn	SP1 à 30 %Pn	SP2 à 30 %Pn
T_{max}	°C	754	727	699	709
ΔT_{max}	°C	110	108	108	109

Tableau 6.6 : Valeurs des critères de l'UTOP de la Figure 6.11

La méthodologie d'analyse de sensibilité globale est ensuite appliquée à l'UTOP avec ces 2 sorties d'intérêt T_{max} , ΔT_{max} . Les paramètres incertains sont au nombre de 16, présentés dans le Tableau 6.5. Ces 16 entrées sont échantillonnées sur un plan d'expérience LHS de 160 points, et le code MOSAICS est utilisé autant de fois pour le compléter avec les sorties d'intérêt T_{max} , ΔT_{max} . Cette opération est répétée 3 fois, pour chaque stratégie de pilotage SP0, SP1 et SP2. Le nombre limité d'évaluation du code MOSAICS (480 au total) permet de limiter le coût de calcul, tandis qu'il est a priori suffisant pour permettre l'estimation des indices R_{HSIC}^2 (pour chaque SP, 160 points pour 16 entrées, soit un facteur 10). Toutes les étapes de l'ASG décrites ont été effectuées avec le code URANIE [122].

Un premier résultat est la distribution empirique des sorties dans chaque plan d'expérience. La Figure 6.12 présente les histogrammes de la sortie T_{max} pour chaque stratégie de pilotage, dans des intervalles de 10 °C. On observe que le seuil de 700 °C est atteint moins souvent pour la stratégie SP1 (110 fois sur 160 échantillons, soit 68%) que pour la SP2 (88%) et la SP0 (pratiquement 100%). Ceci confirme la conclusion préliminaire précédente, qu'aucune des stratégies de pilotage ne permet d'empêcher le dépassement de ce seuil, mais que la SP1 avec plus de marge est mieux adaptée.

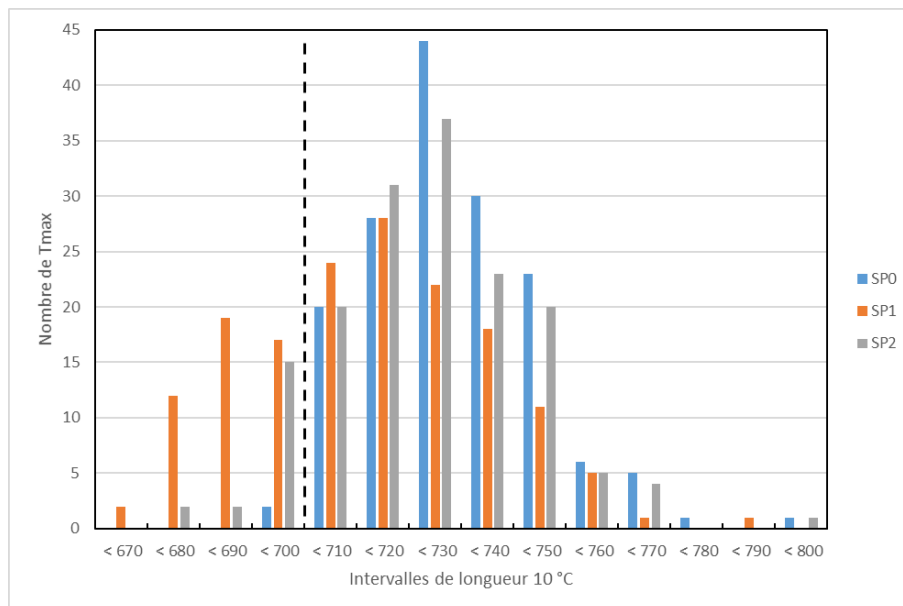


Figure 6.12 : Histogramme de T_{max} pour les trois ASG appliquées à l'UTOP

L'étape suivante de l'ASG est le calcul des indices R_{HSIC}^2 et du risque de rejet de l'hypothèse d'influence d'une entrée sur une sortie, p_{valeur} . On définit ici un seuil de 5% : $p_{valeur} < 0,05$ pour une entrée donnée signifie qu'il est probable à plus de 95% que cette entrée ait une influence sur la distribution de la sortie d'intérêt. La valeur de $1 - p_{valeur}$ est donc utilisée pour sélectionner les entrées influentes, et les indices R_{HSIC}^2 pour donner une indication de leur hiérarchisation.

Critère	Paramètres influents		
	Notation	R_{HSIC}^2	$1 - p_{valeur}$
T_{max}	P_0	0,33	1
	$\tau_{\Delta\rho}$	0,18	1
	C_{dens}	0,08	1
	α_{comb}	0,06	1
	$\Delta\rho_{ext}$	0,04	0,98
	β_s	0,03	0,97
ΔT_{max}	$\tau_{\Delta\rho}$	0,38	1
	C_{dens}	0,08	1
	$\Delta\rho_{ext}$	0,08	1
	α_{comb}	0,06	1
	$P_{DH,var}$	0,03	1

Tableau 6.7 : Paramètres influents obtenus par l'ASG sur l'UTOP (SP2)

Le Tableau 6.7 donne, pour chaque sortie et pour la stratégie de pilotage SP2, la liste des paramètres les plus influents d'après leur p_{valeur} et les indices R_{HSIC}^2 associés. Les résultats sont identiques pour la SP0 et la SP1.

La puissance initiale P_0 et le temps d'insertion de la réactivité $\tau_{\Delta\rho}$ sont les paramètres les plus influents sur la sortie T_{max} . Puisqu'en revanche P_0 n'a pas d'influence sur ΔT_{max} , on peut en déduire que ce paramètre n'a d'influence sur T_{max} qu'à travers la valeur initiale de T_{comb}^{SC} , dont l'impact a été retiré pour le critère ΔT_{max} . En plus de $\tau_{\Delta\rho}$, les paramètres C_{dens} , α_{fuel} , $\Delta\rho_{ext}$ ont des contributions similaires sur les deux sorties.

Cette étape de sélection des entrées permet ensuite de focaliser les analyses croisées entre les sorties et leurs entrées les plus influentes, afin de mieux comprendre le comportement naturel d'ARAMIS-P. On utilise une analyse dimensionnelle pour chercher un lien physique entre les paramètres. On remarque que l'on peut faire un groupement $-\frac{\Delta\rho_{ext}}{\alpha_{comb} \times C_{dens}}$ (positif) en °C, qui correspond à l'échauffement de la température moyenne du cœur à l'équilibre, une fois l'insertion de réactivité terminée. On peut le comparer au critère ΔT_{max} , également en °C. On définit la variable adimensionnelle A , le ratio entre le pic initial d'élévation de température et l'élévation moyenne de température finale, d'après l'équation (6.3) :

$$A = -\frac{\alpha_{comb} C_{dens} \Delta T_{max}}{\Delta\rho_{ext}} < 2 \quad (6.3)$$

Avec α_{comb} le coefficient d'expansion du sel combustible en $\text{kg.m}^{-3}.\text{°C}^{-1}$, C_{dens} le coefficient de contre-réaction de densité en $\text{pcm}.\text{(kg.m}^{-3}\text{)}^{-1}$, $\Delta\rho_{ext}$ la quantité totale de réactivité insérée en pcm, et $\Delta T_{max} = T_{max} - T_{comb}^{SC}(0)$ la différence entre le pic et la valeur initiale de la température en sortie de cœur en °C.

Pour chacun des 3 échantillons correspondant aux stratégies de pilotage SP0, SP1 et SP2, la visualisation de la distribution de 160 valeurs de A est effectuée. La Figure 6.13 représente la distribution de A en fonction de $\tau_{\Delta\rho}/\tau_{comb}$ pour la SP2. Les résultats sont similaires pour la SP0 et la SP1. On observe que cette grandeur semble avoir une borne supérieure égale à 2. Sa répartition est croisée avec les paramètres influents restants donnés par le Tableau 6.7, à savoir

$P_{DH,var}$, β_s et $\tau_{\Delta\rho}$. La visualisation graphique des deux premiers paramètres ne permet pas de détecter une corrélation avec les variations de A , en revanche $\tau_{\Delta\rho}$ semble influent. Dans une volonté d'adimensionnaliser ce temps $\tau_{\Delta\rho}$, le paramètre τ_{comb} est reconstitué à partir du volume total (variable, dépend des longueurs de tuyaux – Tableau 6.5), de la densité moyenne et du débit massique (également variables, dépendent de ρ_{comb}^{moy} et P_0 pour la stratégie SP2 – voir le Tableau 6.5).

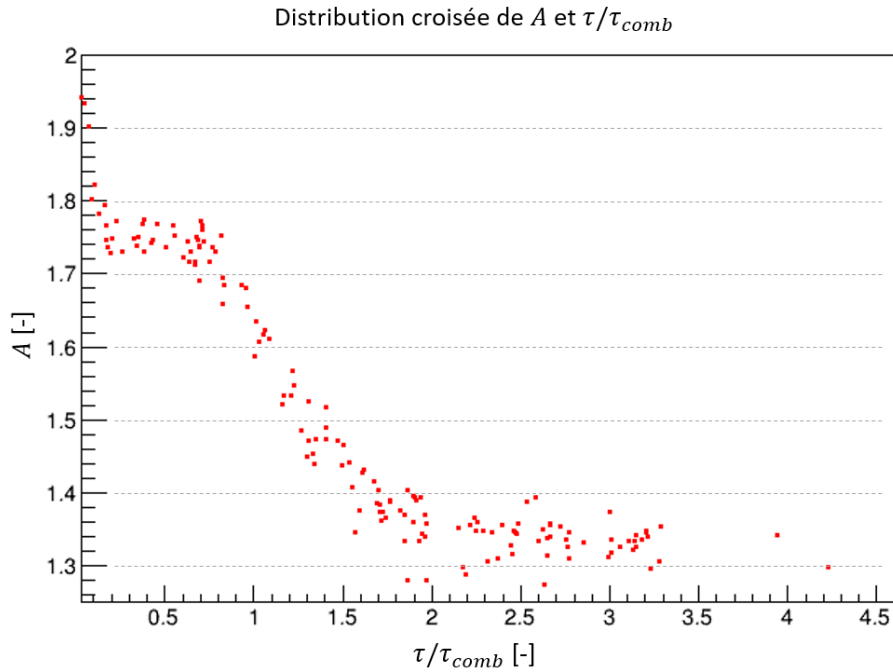


Figure 6.13 : Distribution croisée des 160 valeurs de A et de $\tau_{\Delta\rho}/\tau_{comb}$ pour la SP2

On peut observer sur la Figure 6.13 qu'une corrélation à différents régimes existe, selon si $\tau_{\Delta\rho}$ est inférieur à τ_{comb} ou supérieur à $2\tau_{comb}$, qui est la période de réponse du réacteur ARAMIS-P tel qu'identifié au paragraphe 6.1.1. Le maximum de A est atteint pour les transitoires où $\tau_{\Delta\rho}$ est typiquement inférieur à un cinquième de τ_{comb} , ce qui correspond en moyenne à τ_{ZC} , sinon cette grandeur est comprise entre 1,75 et 1,34. Ainsi pour ARAMIS-P fonctionnant au régime nominal avec $T_{comb}^{SC} = 650$ °C, la limite de 700 °C ne sera pas atteinte si la quantité maximale de réactivité $\Delta\rho_{ext}$ qu'il est possible d'insérer est d'environ 230 pcm (pour une insertion rapide) à 300 pcm (pour une insertion plus lente $\tau_{\Delta\rho} > 2\tau_{comb}$). Si l'avancement du processus de design du réacteur et des calculs de tenue thermo-mécanique des structures augmentent la limite à 800 °C, alors 710 à 890 pcm d'UTOP peuvent être tolérés. Inversement, pour le même UTOP de 500 pcm, une marge de 85 °C est nécessaire si l'insertion est relativement rapide ($\tau_{ZC} < \tau_{\Delta\rho} < \tau_{comb}$), ce qui signifie que la conception doit se baser sur une valeur de T_{comb}^{SC} de 615 ou 715 °C, selon si la limite tolérée est 700 ou 800 °C. Cette discussion permet d'illustrer l'intérêt de la corrélation obtenue pour aider à définir, lors de la conception d'un réacteur à sels fondus, des marges et des stratégies de pilotage optimales.

En complément, une explication physique de la corrélation obtenue est proposée. Dans le cas où $\tau_{\Delta\rho} > \tau_{comb}$, la température en entrée de cœur T_{comb}^{eC} commence à augmenter avant la fin de l'insertion de réactivité, ce qui vient apporter plus d'anti-réactivité par les contre-réactions

et vient donc limiter le taux d'augmentation de T_{comb}^{SC} . La valeur moyenne de A pour $\tau_{\Delta\rho} > 2\tau_{comb}$, soit 1,34, dépend en réalité du dimensionnement de l'IHX et des conditions d'écoulement du sel intermédiaire, puisque l'évolution de T_{comb}^{eC} est à un retard près la température de sortie du sel combustible de cet échangeur, T_{comb}^{SIHX} . De plus, un régime additionnel devrait se mettre en place si $\tau_{\Delta\rho}$ dépasse la valeur de τ_{int} , car les conditions d'écoulement du sel intermédiaire en entrée d'IHX se trouveront modifiées après un transit complet dans le circuit, changeant également T_{comb}^{SIHX} avant la fin de l'insertion. A l'inverse, dans le cas plus rapide où $\tau_{\Delta\rho} < \tau_{comb}$, l'effet favorable d'augmentation de T_{comb}^{eC} n'est pas disponible et A est plus élevé, à environ 1,75. Il est de plus intéressant de remarquer que la valeur limite de 2 peut être retrouvée à partir du bilan de réactivité du modèle R2P2, équation (3.19) de la section 3.2. On considère une insertion de réactivité rapide, ce qui signifie que T_{comb}^{BF} est constant, et on suppose que le terme $\beta_s - \beta_c$ est également constant en l'absence de variation de débit. En supposant de plus que le cœur se trouve dans un état d'équilibre à l'instant initial $t = 0$ et dès la fin de l'insertion à $t = \tau_{\Delta\rho}$ (le temps caractéristique des contre-réactions étant très faible), on applique deux fois le bilan de réactivité du modèle R2P2 pour obtenir les équations suivantes :

$$0 = \rho_{ext}(0) + \frac{1}{2} \alpha_{comb} C_{dens} (T_{comb}^{BC}(0) + T_{comb}^{BF} - 2T_{R2P2}^{ref}) - (\beta_s - \beta_c) \quad (6.4)$$

$$0 = \rho_{ext}(\tau_{\Delta\rho}) + \frac{1}{2} \alpha_{comb} C_{dens} (T_{comb}^{BC}(\tau_{\Delta\rho}) + T_{comb}^{BF} - 2T_{R2P2}^{ref}) - (\beta_s - \beta_c) \quad (6.5)$$

Avec ρ_{ext} la réactivité externe en pcm, $\alpha_{comb} C_{dens} = c_{dens}$ le coefficient de contre-réaction de densité en pcm. $^{\circ}C^{-1}$, T_{comb}^{BC} et T_{comb}^{BF} les températures chaude et froide du sel en cœur en $^{\circ}C$, T_{R2P2}^{ref} une température constante de référence pour la contre-réaction de densité en $^{\circ}C$, et le terme $\beta_s - \beta_c$ est l'effet en réactivité de la diminution de la fraction de neutrons retardés dans le cœur, en pcm.

La soustraction de l'équation (6.4) à l'équation (6.5) permet d'obtenir les équations (6.6) et (6.7), en supposant pour cette dernière que le pic de température T_{comb}^{BC} n'est atteint qu'à la fin de l'insertion à $t = \tau_{\Delta\rho}$, ce qui implique $T_{max} = T_{comb}^{BC}(\tau_{\Delta\rho})$ et permet de faire apparaître ΔT_{max} :

$$0 = \rho_{ext}(\tau_{\Delta\rho}) - \rho_{ext}(0) + \frac{1}{2} \alpha_{comb} C_{dens} (T_{comb}^{BC}(\tau_{\Delta\rho}) - T_{comb}^{BC}(0)) \quad (6.6)$$

$$0 = \Delta\rho_{ext} + \frac{1}{2} \alpha_{comb} C_{dens} \Delta T_{max} \quad (6.7)$$

On reconnaît que l'équation (6.7) est équivalente à $A = 2$. Ainsi, cette discussion permet d'illustrer la cohérence entre les modèles R2P2 et MOSAICS utilisés dans cette thèse, pour le transitoire UTOP. Ceci souligne l'intérêt de baser la méthodologie globale proposée dans cette thèse sur deux niveaux de modélisation complémentaires. Le modèle R2P2 peut donc être utilisé dans quelques cas pour étudier le comportement accidentel d'un réacteur à sels fondus, pour permettre de déduire des relations simplifiées basées sur un nombre réduit de paramètres macroscopiques, afin de choisir un point de fonctionnement optimal.

En perspective, d'autres corrélations issues de l'analyse de sensibilité globale pourraient être recherchées pour l'UTOP modélisé avec MOSAICS sur ARAMIS-P, puis comparées et

interprétées avec le modèle R2P2, pour permettre d'avancer la compréhension de ce transitoire sur un réacteur à sels fondus et apporter des pistes de retour à la conception et de pilotage.

6.2.3. Analyse statistique du SBO

L'ASG est appliquée une seconde fois, pour le transitoire SBO. De la même manière qu'au paragraphe précédent 6.2.2, le comportement naturel du réacteur ARAMIS-P est évalué à partir de cas limites, correspondant aux états de puissance à 30 %Pn pour chaque stratégie de pilotage SP0, SP1 et SP2, ainsi que l'état nominal à 100 %Pn qui a été présenté Figure 6.9. Les calculs ont été effectués en appliquant les mêmes variations des conditions aux limites que dans la Figure 6.8, caractérisées par le Tableau 6.4. Le débit et la température du gaz dans le SGHX suivent bien une dernière phase en évolution exponentielle tout au long du transitoire, et ne sont pas modifiés à partir de 50 s pour annuler P_{SGHX} comme lors du calcul de la Figure 6.9.

Les lois d'inertie de rotation des pompes données par les équations (6.1) et (6.2) ont été adaptées pour les cas SP1 et SP2 à 30 %Pn, pour refléter l'impact de la vitesse de rotation initiale. En effet, dans ces cas le débit avant le SBO des pompes du circuit intermédiaire, voire des pompes du circuit combustible pour la SP2, est inférieur au débit nominal. L'inertie des pompes étant la même, les lois de débit ou de pression motrice sont utilisées avec un terme additionnel d'avance temporelle Δt . Par exemple, pour les pompes du circuit intermédiaire, la loi temporelle du débit \dot{m}_{int} est donnée par l'équation (6.8) :

$$\dot{m}_{int}(t) = (\dot{m}_{int})_{nominal} \times \frac{1}{1 + \frac{t + \Delta t}{\tau_{\dot{m}_{int}}}} \quad (6.8)$$

Avec $(\dot{m}_{int})_{nominal}$ ($\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$) le débit intermédiaire nominal et $\tau_{\dot{m}_{int}}$ (s) le temps de demi-débit des pompes. Δt (s) se calcule par l'équation :

$$\Delta t = \tau_{\dot{m}_{int}} \left(\frac{(\dot{m}_{int})_{nominal}}{\dot{m}_{int}(0)} - 1 \right) \quad (6.9)$$

Ainsi l'inclusion du terme Δt calculé par MOSAICS, dans l'équation (6.8) permet de raccorder la loi de perte de débit valable au régime nominal (équation (6.2)) avec l'état de puissance initiale P_0 , qui selon la stratégie donne une valeur différente pour $\dot{m}_{int}(0)$.

La comparaison du comportement d'ARAMIS-P en transitoire SBO, pour chacun des cas limites calculés avec MOSAICS, est donnée par la Figure 6.14. À nouveau, comme pour le transitoire UTOP, les transitoires sont non-protégés et les stratégies de pilotage n'ont un impact qu'à travers les états de fonctionnement initiaux. Les stratégies de pilotage SP1 et SP2 à 30 %Pn montrent un comportement accidentel similaire, différent de la stratégie SP0 ou de l'état à 100 %Pn. Pour le circuit intermédiaire, les mêmes tendances sont observées dans les quatre cas. La marge au gel du sel intermédiaire ($T_{int}^{gel} = 450 \text{ }^\circ\text{C}$) est effectivement réduite au début du transitoire, avec la diminution de T_{int}^{SSGHX} due à l'augmentation initiale des capacités d'extraction du gaz (température d'entrée décroissante, débit croissant), puis présente une tendance croissante avec quelques oscillations. Puisque le gel du sel intermédiaire mettrait en danger la fonction d'évacuation de puissance résiduelle du réacteur ARAMIS-P, en bloquant le débit, l'évaluation des stratégies de pilotage avec l'ASG se concentre par la suite sur le

minimum de T_{int}^{SSGHX} , noté T_{min} (°C). De plus, la grandeur notée ΔT_{min} , définie comme $T_{int}^{SSGHX}(t=0) - T_{min}$ en °C est la deuxième sortie d'intérêt du code MOSAICS pour appliquer l'analyse de sensibilité globale. Ce second critère permet d'analyser le comportement d'ARAMIS-P sans l'influence de l'état de puissance initiale P_0 sur T_{min} , en soustrayant le terme $T_{int}^{SSGHX}(t=0)$. Les valeurs de ces deux sorties d'intérêt sur les 4 transitoires de la Figure 6.14 sont données dans le Tableau 6.8.

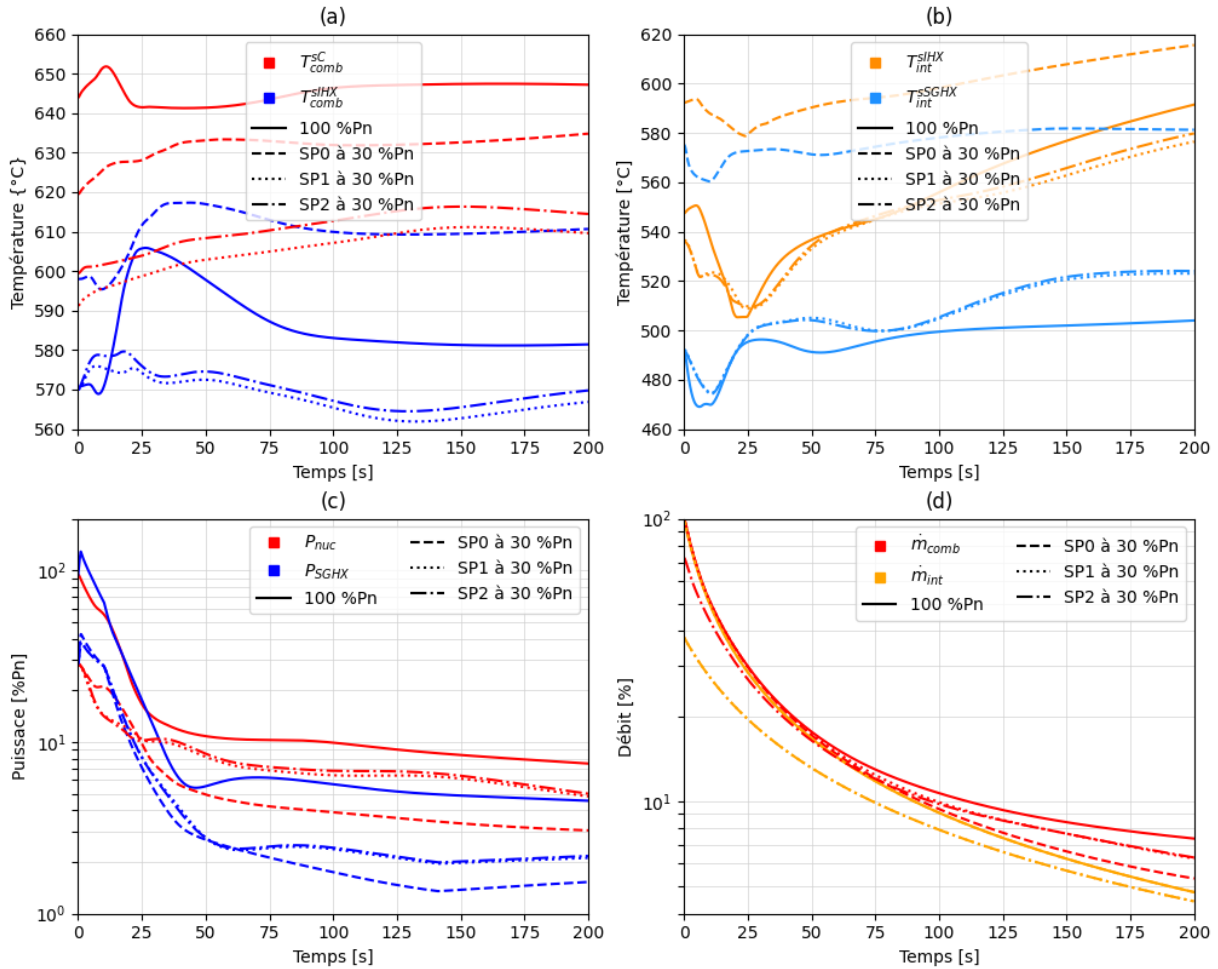


Figure 6.14 : Comparaison de la température combustible (a) et intermédiaire (b), lors de transitoires SBO depuis différents états initiaux

Critère	Unité	100 %Pn	SP0 à 30 %Pn	SP1 à 30 %Pn	SP2 à 30 %Pn
T_{min}	°C	469	560	475	474
ΔT_{min}	°C	22	15	18	18

Tableau 6.8 : Valeurs des critères du SBO de la Figure 6.14

L'application de l'ASG fait l'objet de ce paragraphe. Le transitoire SBO est caractérisé par les 2 sorties d'intérêt T_{min} et ΔT_{min} , et 25 entrées qui ont été listées dans le Tableau 6.5, lors du paragraphe 6.2.1. Pour chacune des stratégies de pilotage SP0, SP1 et SP2, un plan d'expérience LHS de 280 échantillons est établi, soit un total de 840 évaluations du code MOSAICS mises en œuvre par URANIE. Les trois distributions obtenues de T_{min} sont représentées par leurs histogrammes empiriques dans la Figure 6.15. La plupart des valeurs de cette sortie sont inférieures à T_{int}^{gel} (450 °C), et plus particulièrement pour les stratégies SP1 et SP2 qui visent à

maintenir T_{int}^{SSGHX} constant à 490 °C. La stratégie SP0, avec plus de marge à plus basse puissance, est mieux adaptée dans environ la moitié des simulations, ce qui reste insuffisant. A noter que le code MOSAICS est censé arrêter le calcul lorsque le gel est atteint, mais cette fonctionnalité a été désactivée dans ce cas pour obtenir une distribution continue du minimum T_{min} et identifier une corrélation.

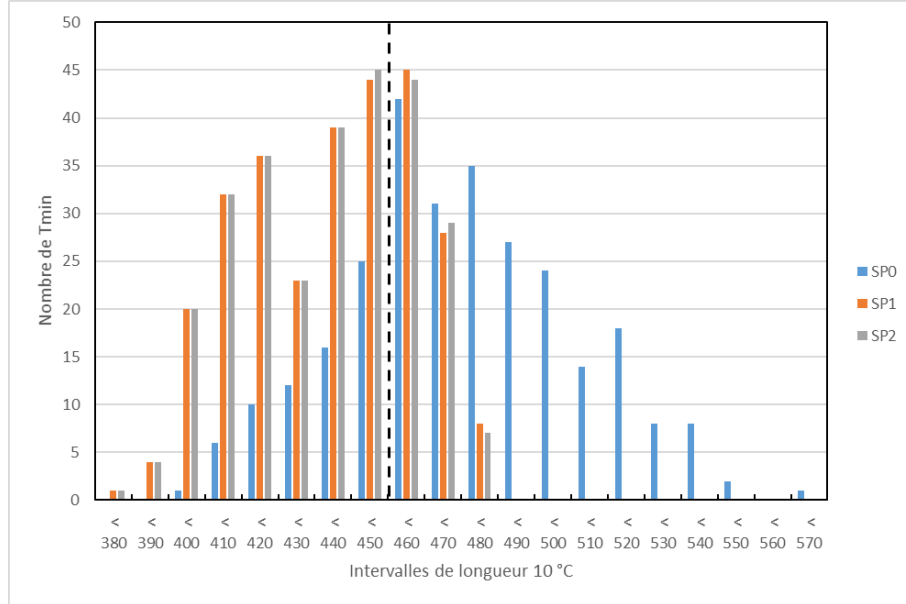


Figure 6.15 : Histogramme de T_{min} pour les trois ASG appliquées au SBO

Critère	Paramètres influents		
	Notation	R^2_{HSIC}	$1 - p_{valeur}$
T_{min}	P_0	0,45	1
	$\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}})$	0,25	1
	$\Delta T_{2,T_{gaz}}$	0,02	0,95
	$\tau_{\dot{m}_{gaz}}$	0,02	0,95
ΔT_{min}	$\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}})$	0,73	1
	$\Delta T_{2,T_{gaz}}$	0,03	1
	$\Delta T_{1,T_{gaz}}$	0,02	0,99
	$t_{1,T_{gaz}}$	0,02	0,99
	$\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{comb}})$	0,02	0,98
	$\tau_{T_{gaz}}$	0,02	0,97
	$\tau_{\dot{m}_{gaz}}$	0,02	0,96

Tableau 6.9 : Paramètres influents obtenus par l'ASG sur le SBO (SP0)

Cette corrélation est recherchée sur la base des paramètres les plus influents issus du criblage de l'ASG. Les résultats pour la SP0 sont donnés par le Tableau 6.9. En effet, les résultats pour les SP1 et SP2 sont différents car ces deux stratégies maintiennent constante $T_{int}^{SSGHX} = 490$ °C, ce qui ne permet pas de distinguer T_{min} et ΔT_{min} . Pour le SBO, la sortie T_{min} est influencée principalement par l'état de puissance initiale P qui détermine la marge initiale, et par $\tau_{\dot{m}_{int}}$ le temps de demi-débit des pompes du circuit intermédiaire. Comme attendu, P_0 n'a pas d'influence sur la sortie d'intérêt ΔT_{min} qui est gouvernée principalement par $\tau_{\dot{m}_{int}}$. Ce résultat

concernant ΔT_{min} est commun aux deux autres stratégies de pilotage SP1 et SP2. Pour la SP2, la distribution de ΔT_{min} est croisée avec celle de $\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}})$ dans la Figure 6.16.

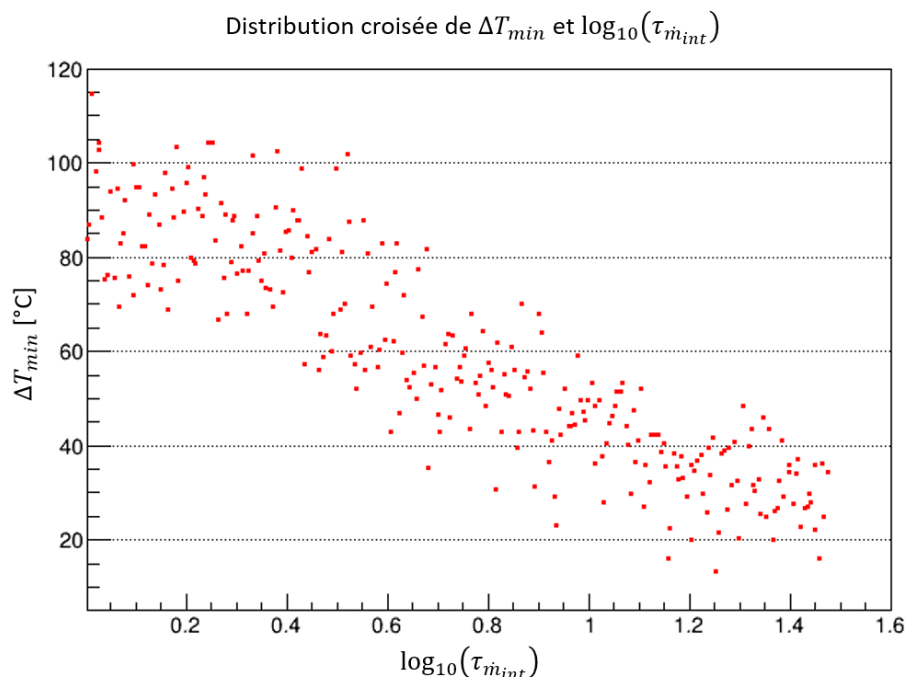


Figure 6.16 : Distribution croisée des 280 valeurs de ΔT_{min} et de $\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}})$ pour la SP2

Le sel intermédiaire se solidifie lorsque $T_{int}^{SGHX} \leq 450$ °C, soit $\Delta T_{min} \geq 40$ °C pour la SP1 et la SP2. Cet événement peut avoir lieu lorsque $\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}})$ est dans l'intervalle $[0,65 ; 1,4]$, ce qui signifie qu'un temps de demi-débit supérieur à 25 s permet d'éviter le gel du sel avec une marge initiale de 40 °C. Avec une telle inertie, les stratégies de contrôle SP1 et SP2 permettraient d'éviter cet événement lors d'un SBO non-protégé. Puisque peu d'occurrences de $\Delta T_{min} \geq 40$ °C ont lieu lorsque $\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}}) \geq 1,2$, le temps de demi-débit peut être réduit à 16 secondes toujours sans action de protection et sans augmenter la marge initiale. Si la conception des pompes du circuit intermédiaire ne permet pas d'accommoder une telle valeur de τ_{int} à un coût raisonnable, la marge doit être augmentée, ce qui conduit à des modifications du design d'ARAMIS-P et des stratégies de pilotage. Par exemple, d'après la Figure 6.16, une marge de 74,5 °C, telle qu'obtenue avec un échangeur à plaques corruguées d'après les études de conception du Tableau 4.13 au Chapitre 4, permettrait d'assurer l'absence de gel pour $\log_{10}(\tau_{\dot{m}_{int}}) = 0,7$, soit un temps de demi-débit de 5 secondes. En conservant un échangeur à plaques lisses, le volume de sel combustible se trouverait augmenté pour doter le circuit intermédiaire de cette nouvelle marge. La méthodologie proposée dans cette thèse permet donc d'apporter des éléments quantitatifs pour arbitrer les différents choix de conception ou de pilotage, sur la base du comportement dynamique d'un réacteur à sels fondus.

6.3. Conclusion

Lors de cet ultime chapitre de résultats, l'étape manquante de la sous-méthodologie SM2 a en partie été traitée. Elle consiste à étudier la réponse dynamique du réacteur ARAMIS-P lors de transitoires accidentels non-protégés, afin d'évaluer l'adéquation des conditions opérationnelles prévues par les stratégies de pilotage et leurs marges. La Figure 6.17 complète la Figure 5.14 du Chapitre 5.

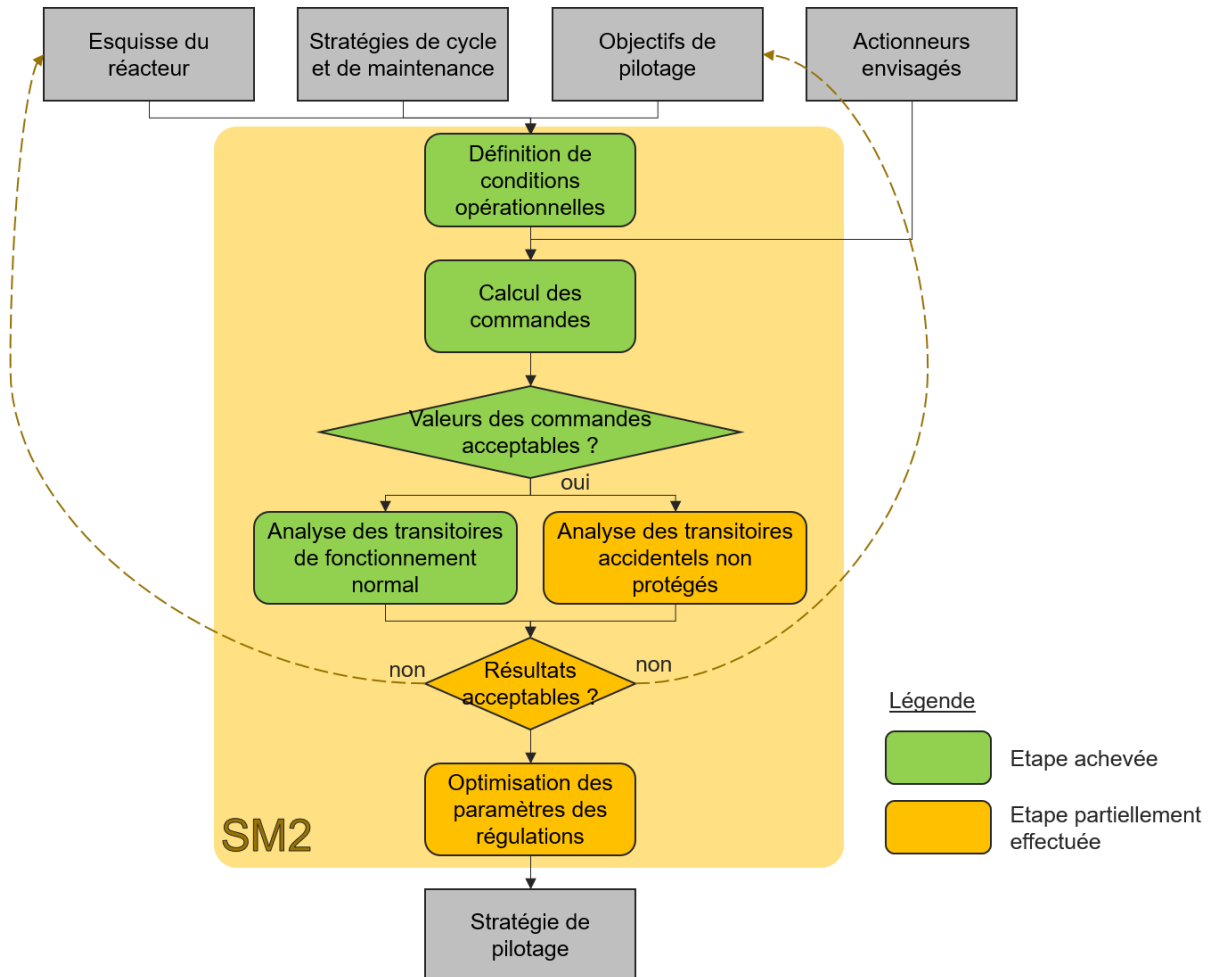


Figure 6.17 : Finalisation de l'application de la sous-méthodologie SM2 à ARAMIS-P

La réponse dynamique du réacteur ARAMIS-P a été étudiée pour différents scénarios d'accidents non-protégés :

- Insertion de réactivité (UTOP)
- Choc froid
- Retrait de réactivité
- Perte de source froide (ULOHS)
- Manque de tension généralisée (SBO)

Tous les transitoires ont été simulés à partir de l'état de puissance nominale, avec le code MOSAICS. Pour chacun d'entre eux, l'analyse physique du transitoire a révélé le rôle des temps caractéristiques de circulation des sels du réacteur ARAMIS-P dans la dynamique observée. Des pistes d'amélioration de la dynamique par retour à la conception ont été évoquées, de même

que des actions de protection. Toutefois, les transitoires n'ont été simulés qu'à partir de l'état de puissance nominale, qui n'est pas représentatif de l'ensemble du fonctionnement normal du réacteur, et n'est pas forcément le plus pénalisant du point de vue de la sûreté dans chaque cas.

C'est pourquoi une analyse de sensibilité globale (ASG) a été effectuée, pour aller plus loin dans l'application de la sous-méthodologie SM2. En effet, l'inclusion de l'état de puissance initiale dans les paramètres incertains de l'ASG a permis d'explorer efficacement l'impact de ce paramètre, pour chacune des stratégies de pilotage précédemment définies (comportement naturel, SP1 et SP2). Les stratégies de pilotage ont ainsi pu être évaluées sur la base des marges apportées par leurs conditions opérationnelles caractéristiques, bien qu'uniquement pour l'état du réacteur en production et entre 30 et 100 %Pn, qui est une partie seulement du fonctionnement normal. D'autres paramètres de scénario accidentel ou du design du réacteur ont été inclus dans les paramètres incertains de l'ASG, afin de mettre en évidence d'éventuelles interactions entre eux. Cette approche, appliquée uniquement aux transitoires UTOP et SBO, a permis d'identifier des relations mathématiques entre les paramètres les plus influents de l'ASG, sélectionnés avec la méthode des indices HSIC. Ces corrélations peuvent être utilisées de façon quantitative pour effectuer des modifications de la conception ou de la stratégie de pilotage, ou proposer des actions de protection. L'ASG doit toutefois être étendue à d'autres transitoires accidentels, en particulier ceux présentés en début de chapitre.

A retenir du chapitre

- Dans ce chapitre, l'application de la sous-méthodologie SM2 est poursuivie, en réalisant l'étape de l'analyse du comportement du réacteur ARAMIS-P lors de transitoires accidentels simulés avec le code MOSAICS. Les transitoires sont non-protégés, ce qui permet d'observer la dynamique libre du réacteur.
- L'insertion de réactivité ou UTOP montre que les contre-réactions stabilisent le réacteur, mais à un niveau de température trop élevé. Un maximum est atteint une fois l'insertion terminée et avant que les sels combustible et intermédiaire n'achèvent une circulation complète. Une corrélation obtenue par analyse de sensibilité globale (ASG) a permis de décrire ce comportement en fonction des caractéristiques du réacteur et du temps d'insertion. Le choc froid semble moins impactant sur le pic de température du sel que l'UTOP, à réactivité insérée équivalente.
- Le retrait de réactivité a quant à lui montré un mécanisme conduisant à la solidification du sel combustible, lorsque la puissance neutronique est rapidement annulée et que le circuit intermédiaire continue de refroidir le circuit combustible. Pour éviter ce scénario, l'action de protection consistant à arrêter d'extraire la puissance par le SCE est discutée, avec d'éventuels retours à la conception.
- Les accidents impliquant la perte de la source froide permettent d'observer une baisse de la puissance de fission, mais la puissance résiduelle asymptotique à environ 3 %Pn conduit à un échauffement du réacteur, dépassant 700 °C en environ 10 minutes. La dynamique de l'ULOHS, où les débits de sel sont à leurs valeurs nominales, est plus rapide que pour le SBO où un régime de convection naturelle se met finalement en place dans le circuit combustible. Toutefois, l'ASG sur le SBO montre qu'il est possible d'observer le gel du sel intermédiaire en sortie du SGHX, dans les cas où le temps de demi-débit des pompes du circuit intermédiaire (donc leur inertie) n'est pas assez élevé. Une corrélation a été obtenue permettant de quantifier l'augmentation de la marge au gel, ou l'augmentation de l'inertie des pompes nécessaires pour se prémunir du phénomène, en complément d'actions de protection.

Chapitre 7. Conclusion et perspectives

Dans cet ultime chapitre, le contexte scientifique ayant conduit à ces travaux est brièvement rappelé, et les conclusions portant sur les résultats obtenus sont synthétisées. Des perspectives de recherche sont ensuite discutées.

Table des matières

7.1. Retour sur le contexte et l'approche des travaux	182
7.2. Synthèse des résultats obtenus	183
7.2.1. Résultats de la sous-méthodologie SM1	183
7.2.2. Résultats de la sous-méthodologie SM2	184
7.3. Perspectives de recherche	186
7.3.1. Finalisation de l'application à ARAMIS-P	186
7.3.2. Validation.....	187
7.3.3. Nouvelles études	188

7.1. Retour sur le contexte et l'approche des travaux

Ces travaux de thèse portent sur la faisabilité et la sûreté des réacteurs à sels fondus (RSF). Après de premiers développements aux Etats-Unis dans les années 1950 et 1960, ces réacteurs ont bénéficié d'un intérêt international récent, basé sur plusieurs atouts potentiels ayant motivé leur inclusion parmi les concepts de génération IV du GIF. Une grande diversité de designs de RSF a été mise en évidence dans le Chapitre 1 de ces travaux. Les spécificités des RSF combinées à une maturité technologique moins élevée, en comparaison à d'autres réacteurs (réacteurs à eau sous pression, réacteurs refroidis au sodium), soulèvent des questions concernant leur faisabilité. En particulier, la question du pilotage a été peu traitée dans l'état de l'art de la littérature ouverte, comme montré au Chapitre 1, section 1.3.

Le pilotage d'un réacteur nucléaire est primordial à la démonstration de sûreté d'un concept. Des choix de conception peuvent impacter le comportement dynamique d'un RSF et donc son pilotage, tandis que les moyens de contrôle doivent être intégrés au dimensionnement. Conception et définition d'une stratégie de pilotage sont donc à mener de pair et de façon itérative, et au Chapitre 2 de ce manuscrit, une méthodologie est proposée pour y parvenir, à un stade préliminaire de conception de réacteur à sels fondus.

La méthodologie globale est basée sur un enchaînement de sous-méthodologies produisant des résultats différents. La SM1 est une sous-méthodologie de pré-dimensionnement du RSF, de la chaudière au système de conversion d'énergie (SCE). Une esquisse du réacteur est ainsi obtenue, à partir d'un cahier des charges initial. La SM2 se base sur cette esquisse, ainsi que sur des objectifs de pilotage, afin de définir et d'évaluer une stratégie garantissant le respect de conditions opérationnelles sûres pour le réacteur. Cette sous-méthodologie est au cœur de ces travaux de thèse. Enfin, la sous-méthodologie SM3 vise à pré-dimensionner les actionneurs permettant le pilotage, comme par exemple le système d'évacuation de la puissance résiduelle (EPuR). La Figure 7.1 présentée lors de la synthèse des résultats de la section 7.2 illustre la méthodologie dans son ensemble.

La méthodologie proposée s'appuie en outre sur différents outils et modèles physiques : ATOS [109] et CYCLOP [111] pour le pré-dimensionnement, R2P2 et MOSAICS [58] pour les stratégies de pilotage, et des méthodes d'analyse de sensibilité globale disponibles dans l'outil de statistiques URANIE [122] pour l'ensemble des études. Les outils ont été présentés dans le Chapitre 3. Les travaux de thèse ont notamment été l'occasion de poursuivre le développement du code ATOS en équipe, ainsi que de l'outil MOSAICS dans lequel plusieurs modèles physiques ont été ajoutés. Le Chapitre 3 présente les différences entre l'état du code à l'issue de ces travaux et la référence [58]. L'outil R2P2 a quant à lui été initié durant ces travaux, sur la base du code ATOS.

La méthodologie a ensuite été appliquée afin de proposer une stratégie de pilotage pour le réacteur à sels fondus ARAMIS-P [45] et de poursuivre son pré-dimensionnement. Les résultats obtenus, apportant des connaissances sur la physique des RSF, ont été présentés dans les Chapitre 4, Chapitre 5 et Chapitre 6, et font l'objet de la synthèse de la section 7.2 ci-dessous.

Une partie des travaux de la SM2 (définition des stratégies de pilotage, études de transitoires accidentels non-protégés et analyse de sensibilité) a fait l'objet d'une publication dans un article du journal *Annals of Nuclear Energy* [131]. La Liste des productions scientifiques de la thèse est disponible en fin de document.

7.2. Synthèse des résultats obtenus

La méthodologie développée dans cette thèse a été appliquée au réacteur ARAMIS-P, décrit au Chapitre 4. L'avancement est synthétisé par la Figure 7.1, et détaillé dans les paragraphes suivants.

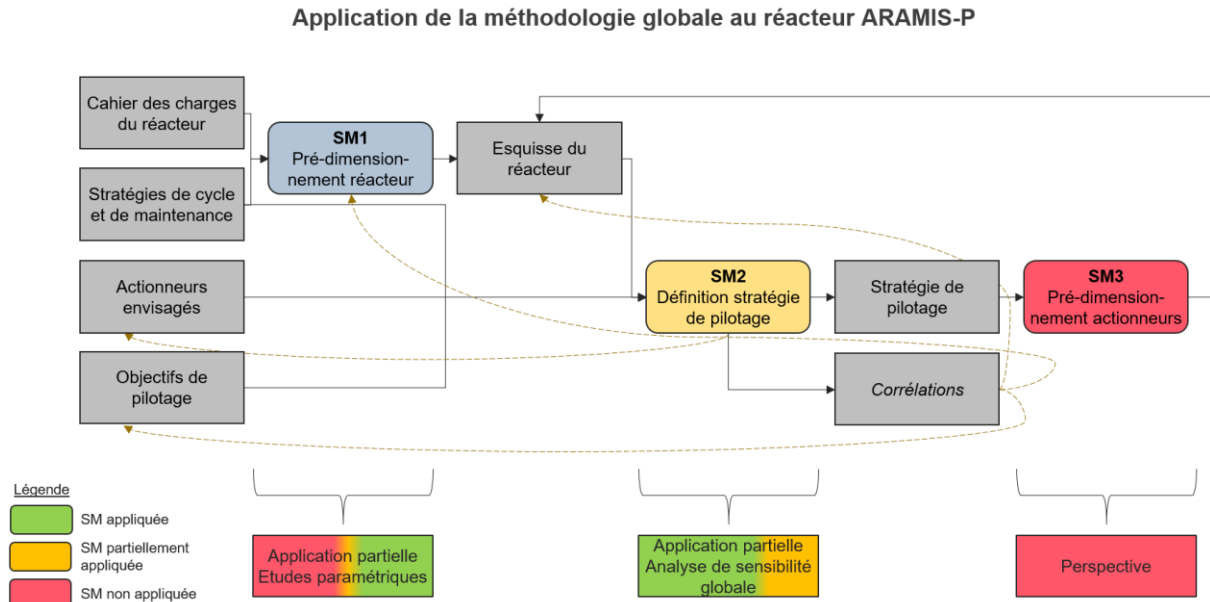


Figure 7.1 : Schématisation des résultats obtenus pour l'application de la méthodologie globale à ARAMIS-P

7.2.1. Résultats de la sous-méthodologie SM1

La méthodologie SM1 a été appliquée au réacteur ARAMIS-P, dont une esquisse du circuit combustible était disponible avant ces travaux de thèse. Ces résultats en amont de la thèse ont été placés dans le cadre de la méthodologie. Une discussion a été proposée sur les choix de conception de l'échangeur intermédiaire IHX, entre les circuits combustible et intermédiaire. Les résultats d'une étude paramétrique simplifiée, conduite durant ces travaux de thèse avec le code ATOS, montrent l'antagonisme entre plusieurs objectifs de dimensionnement : réduire à la fois le volume de sel combustible en-dehors du cœur ainsi que les pertes de charge dans l'échangeur, d'une part, et augmenter la température froide du sel intermédiaire, d'autre part. Augmenter la température du sel intermédiaire confère davantage de marge à sa solidification et permet d'atteindre un rendement thermodynamique plus élevé. On retiendra que des solutions de conception existent si les étapes suivantes de la méthodologie globale préconisent une modification de cette marge.

Par ailleurs, l'application de la sous-méthodologie SM1 a **abouti à la pré-conception du circuit intermédiaire, du SGHX et du SCE du réacteur ARAMIS-P**. Les outils ATOS et CYCLOP ont été utilisés pour obtenir ce résultat, illustrant leur complémentarité. Le rendement thermodynamique du cycle de Brayton choisi pour cette étude est de 42%, ce qui représente une puissance électrique de 124 MWe. La sous-méthodologie SM1 a donc permis de compléter l'esquisse du réacteur ARAMIS-P en vue d'étudier son pilotage. Le Chapitre 4 contient les détails des résultats et de l'esquisse.

7.2.2. Résultats de la sous-méthodologie SM2

Afin de prioriser la poursuite de la méthodologie, seule une partie du fonctionnement normal a été étudiée : l'état du réacteur en production, défini comme les états d'équilibre où le réacteur produit une puissance thermique entre 20 et 100 %Pn. Les stratégies de pilotage étudiées concernent donc les commandes correspondant à cet intervalle, ainsi que les transitoires de variation de charge.

La modélisation du réacteur ARAMIS-P avec l'outil R2P2 a permis d'étudier son comportement naturel dans cet état de fonctionnement. Le réacteur tend vers une uniformisation des températures à 610 °C lorsque la puissance tend vers 0, ce qui engendre à puissance partielle de fortes variations de température, maximales dans la branche froide du circuit intermédiaire, par rapport à la puissance nominale (490 °C). Lors d'un transitoire de 50 à 100 %Pn calculé avec MOSAICS, il a été observé que les variations de température sont importantes durant le transitoire (en bon accord avec l'outil R2P2), et que le réacteur met une dizaine de secondes avant d'atteindre l'équilibre, lorsque l'inertie thermique n'est pas prise en compte : ce retard est dû au temps de circulation des sels dans les circuits.

Dans le but d'obtenir une dynamique plus favorable, on cherche à piloter le réacteur, conformément à la sous-méthodologie SM2. L'objectif est de **maintenir les températures froides des sels combustible et intermédiaire constantes**. Les calculs avec l'outil R2P2 ont permis d'identifier des stratégies de pilotage (SP) respectant ces objectifs :

- La **stratégie de pilotage SP1** utilise comme actionneur pour le circuit combustible uniquement le système de contrôle de la réactivité. Les autres commandes sont les débits de sel intermédiaire et de gaz, et la température du gaz à l'entrée du SGHX
- La **stratégie SP2** a ensuite été proposée pour satisfaire un objectif supplémentaire de limiter l'amplitude de variation de cette température à 10 °C/min pour un transitoire de 20 %Pn/min (soit 0,5 °C/%Pn). Ainsi la stratégie SP2 utilise en plus le débit de sel combustible comme commande, qui augmente entre 50 et 100 %Pn, tandis que le poids total en réactivité nécessaire en commande est légèrement réduit par rapport à la SP1

L'étude des stratégies de pilotage en transitoire avec le code MOSAICS montre également la cohérence avec l'outil R2P2 qui a servi à les définir. En imposant une évolution linéaire avec le temps des commandes des stratégies SP1 et SP2, **le réacteur ARAMIS-P exhibe un comportement dynamique stable, avec des variations plus faibles qu'en comportement naturel**. Les écarts sont cependant plus prononcés lorsque l'inertie thermique des échangeurs de chaleur est modélisée. Dans l'ensemble, cette évaluation simplifiée du pilotage fournit des résultats satisfaisants, qui ont motivé la transition vers la dernière étape de la SM2.

Des régulations ont été définies pour les deux stratégies de pilotage étudiées : la réactivité externe règle la température du sel combustible en sortie de cœur, le débit intermédiaire règle la température du sel intermédiaire en sortie du SGHX, tandis que le débit de gaz du SCE est supposé proportionnel à la consigne de puissance à produire. La température du gaz en entrée du SGHX règle quant à elle, à la marge, la puissance fournie au SCE. Enfin, pour la SP2, le débit de sel combustible règle la température du sel combustible en sortie de l'IHX. Ces couples commande-grandeur régulée ont été définis suite à une analyse de sensibilité globale de la réponse à des échelons de commande du réacteur ARAMIS-P, calculé avec le code MOSAICS. Les indices de Sobol ont été choisis car ils permettent une hiérarchisation des sensibilités, et

donc il est possible de sélectionner la commande ayant le plus grand impact sur une grandeur à réguler. **Les correcteurs PID**, paramétrés de façon préliminaire pour chaque couple, se sont avérés prometteurs lors de l'étude, avec MOSAICS, **d'un transitoire de variation de puissance de 100 à 90 %Pn, avec des consignes en température respectées à 1 °C près**. L'ensemble des résultats de la SM2 décrits ci-dessus sont issus du Chapitre 5.

En revanche, une stratégie de pilotage n'est pas caractérisée uniquement par des performances dynamiques lors de transitoires de fonctionnement normal, mais il est également important de s'intéresser aux conditions opérationnelles qu'elles imposent, notamment du point de vue de la sûreté. Ainsi, dans le Chapitre 6, **la dynamique libre du réacteur ARAMIS-P a été étudiée lors d'accidents non-protégés** avec le code MOSAICS. Dans un premier temps, une analyse physique depuis l'état à 100 %Pn a permis d'identifier des transitoires où la température limite des structures est dépassée, soit rapidement dans le cas d'une insertion de réactivité, soit au bout d'environ 10 minutes dans le cas où la fonction d'évacuation de la puissance résiduelle est perdue. De plus, le transitoire de retrait de réactivité non-protégé montre qu'il est possible d'atteindre la température de solidification du sel combustible. Pour aller plus loin, la phénoménologie de ces accidents a été explicitée, et **des améliorations de la sûreté du réacteur ont été identifiées**. Celles-ci sont de différents types : actions de protection du transitoire, augmentation d'une marge par conception ou pilotage, ou encore retour à la conception. On renvoie par exemple au paragraphe 6.1.3 concernant l'accident de retrait de réactivité : il est recommandé de pré-dimensionner un IHX avec une température en branche froide du sel intermédiaire plus élevée, ou de protéger le réacteur en isolant immédiatement le SCE pour arrêter le refroidissement de la chaudière.

Dans un second temps et pour deux accidents, l'UTOP et le SBO, des analyses de sensibilité globale ont été effectuées. Des situations où le sel intermédiaire atteint sa température de solidification ont été observées pour le SBO. L'analyse de sensibilité globale a également identifié les paramètres du réacteur et les conditions opérationnelles les plus importants pour caractériser les situations d'atteinte des critères de découplage, pour chacune des stratégies de pilotage définies précédemment, et en se limitant à l'état du réacteur en production entre 30 et 100 %Pn. Enfin, ces **analyses de sensibilité globale ont permis d'établir des corrélations analytiques entre ces paramètres importants et le pilotage du réacteur en fonctionnement normal**. Ces corrélations sont utiles pour comparer des options d'amélioration de la sûreté qui sont de différentes natures (conception, conditions de fonctionnement, protection).

En somme, les différentes stratégies de pilotage ont été définies et évaluées de différentes manières lors de l'application de la sous-méthodologie SM2 : en transitoire de fonctionnement normal, et lors d'accidents, avec le code MOSAICS. La SP2 est la mieux adaptée aux transitoires de variation de charge à 20 %Pn/min qui ont été postulés dans cette thèse et qui ont servi à sa définition grâce au modèle R2P2. La SP1 est en revanche plus sûre en dynamique libre lors d'un transitoire UTOP car la marge vis-à-vis de la température limite des structures est supérieure. Dans le cas du SBO, le gel du sel intermédiaire est un risque pour les deux stratégies, qui visent à maintenir la marge de 40 °C à l'ensemble des niveaux de puissance entre 30 et 100 %Pn. Le comportement naturel du réacteur ARAMIS-P est le plus favorable pour ce transitoire, offrant plus de marge dans les états de puissance partielle.

Il n'est donc pas possible de sélectionner une stratégie de pilotage à ce stade, étant donné les résultats des différentes évaluations. La sous-méthodologie SM2 doit être poursuivie

notamment en incluant d'autres transitoires accidentels, en généralisant l'application de l'ASG, et en étudiant d'autres états de fonctionnement normal du réacteur, comme les états d'arrêt et le transitoire de démarrage. Le lien avec la dynamique du réacteur ARAMIS-P et ses paramètres de dimensionnement, issus de la sous-méthodologie SM1, a toutefois pu être établi. Si les actions de protection discutées lors de l'analyse de sûreté ne sont pas mises en place, alors des pistes de modification du design et du pilotage peuvent être suivies en utilisant les corrélations analytiques obtenues. En ce qui concerne le fonctionnement normal, le pilotage de la chaudière du réacteur ARAMIS-P semble faisable, y compris pour des transitoires de suivi de charge à 20 %Pn/min.

7.3. Perspectives de recherche

Au cours de ce travail de thèse, plusieurs perspectives de recherche ont été identifiées. Elles ont été regroupées en trois paragraphes. Le dernier paragraphe 7.3.3 présente des perspectives à plus long terme que les deux premiers, 7.3.1 et 7.3.2.

7.3.1. Finalisation de l'application à ARAMIS-P

Dans ce travail de thèse, seul le sel combustible en début de vie du réacteur ARAMIS-P a été considéré pour le pré-dimensionnement thermohydraulique (SM1). De plus, l'opération du réacteur sur le temps long n'a pas été étudiée. L'évolution isotopique du sel, dépendante du schéma de traitement envisagé par la stratégie de cycle, pourrait en effet modifier les propriétés thermophysiques et neutroniques du sel. Une conséquence pourrait être de devoir adapter, en fonction de l'avancement dans le cycle, le point de fonctionnement nominal du réacteur (SM2).

Le pilotage court terme a été exploré dans la thèse, mais seul l'état du réacteur en production, compris entre 30 et 100 %Pn, a pu être défini en appliquant la sous-méthodologie SM2. Les correcteurs PID proposés comme régulations semblent une solution adaptée au contrôle du réacteur ARAMIS-P en production, bien que l'optimisation des gains des paramètres soit encore à effectuer. Le fonctionnement normal d'un réacteur inclut également des états d'arrêt, et les transitoires correspondants entre ces états et l'état du réacteur en production sont également à étudier. Le code MOSAICS semble adapté pour modéliser en partie des transitoires de démarrage et d'arrêt, à condition que le circuit combustible soit rempli et que le sel soit en mouvement. Un système d'évacuation de la puissance résiduelle pourrait également être pré-dimensionné (code ATOS, sous-méthodologie SM3) et modélisé avec MOSAICS pour étudier ces transitoires. Alternativement, l'outil R2P2 peut quant à lui permettre de modéliser avec plus de flexibilité le réacteur à faible puissance, en postulant un terme d'évacuation de puissance directement dans le circuit combustible ou intermédiaire. Il peut donc constituer une approche simplifiée pour étudier le transitoire de démarrage. Néanmoins cet outil doit être adapté pour modéliser également la puissance résiduelle et la convection naturelle dans le circuit combustible, et le bilan de réactivité doit être modifié pour un réacteur à l'équilibre sous-critique.

Ces états de fonctionnement normal supplémentaires doivent aussi être analysés du point de vue de la sûreté, en postulant des accidents non-protégés, comme cela a été fait entre 30 et 100 %Pn. Par exemple, l'insertion de réactivité (UTOP) dans un réacteur sous-critique à l'arrêt

peut être dangereuse car les contre-réactions neutroniques n'agissent pas immédiatement ; ceci devrait être étudié pour le réacteur ARAMIS-P.

Pour compléter les travaux de la sous-méthodologie SM2, on peut également analyser d'autres accidents pouvant survenir sur le réacteur, comme par exemple une brèche, conduisant à une dispersion du sel combustible en-dehors du circuit, ou un blocage du débit par gel du sel. Ces accidents pourraient toutefois nécessiter l'utilisation de nouveaux outils.

Enfin, la démarche d'analyse de sensibilité globale appliquée à l'UTOP et au SBO a montré son intérêt pour réaliser des retours à la conception. Il serait donc pertinent de l'appliquer aux autres transitoires accidentels identifiés, de façon à pouvoir statuer sur la poursuite de la méthodologie globale appliquée au réacteur ARAMIS-P : modifier la conception, ou accepter une stratégie de pilotage et démarrer le pré-dimensionnement de ses actionneurs tels que le système de contrôle de la réactivité et le système d'évacuation de la puissance résiduelle, conformément à la sous-méthodologie SM3.

7.3.2. Validation

La validation des travaux de thèse comporte deux aspects : la validation des résultats physiques obtenus, ainsi que la validation de la méthodologie globale en tant qu'approche permettant de pré-dimensionner un réacteur à sels fondus au fonctionnement normal sûr et performant.

Les principaux résultats physiques obtenus dans cette thèse sont issus de calculs de pré-dimensionnement thermohydraulique, de l'outil R2P2 et du code MOSAICS. A plusieurs reprises, les outils R2P2 et MOSAICS ont pu être comparés dans les Chapitres 5 et 6. Dans l'ensemble, la comparaison de ces deux modèles montre des écarts, de l'ordre de quelques degrés Celsius en température ou d'une dizaine de pourcents pour la puissance. Toutefois les deux modèles capturent les mêmes tendances dynamiques du réacteur ARAMIS-P : la différence entre l'état final et l'état initial à l'issue d'un transitoire est prédite de façon similaire par les codes R2P2 et MOSAICS. La comparaison code à code est un moyen de vérification pertinent pour MOSAICS, étant donné qu'il existe d'autres outils permettant de calculer des transitoires. Une comparaison avec le code LiCore [59] a déjà été effectuée [58], tandis qu'elle pourrait être réitérée dans le cadre du projet ISAC, avec en plus le code PANDAS [57], ou encore des codes de modélisation plus fine de la thermohydraulique et de la neutronique, comme TRUST-NK [96] ou TFM-OpenFOAM [94]. Enfin, on peut envisager d'approfondir le travail de comparaison de [117] entre MOSAICS et CATHARE3. Ce dernier code a été récemment adapté aux réacteurs à sels fondus, et bénéficiera de travaux de validation sur la base de l'ARE [33] et du MSRE [34], d'après la référence [92], ce qui permettrait de poursuivre la validation de MOSAICS.

La démarche de validation de MOSAICS peut également porter sur la vérification des corrélations obtenues par l'analyse de sensibilité globale appliquée aux résultats du code. En particulier, l'équation (6.3) au Chapitre 6 prédisant le pic de température en sortie de cœur en fonction de la quantité de réactivité insérée pourrait être confrontée à des données expérimentales ou des résultats issus de la littérature, concernant d'autres RSF à spectre neutronique rapide. La validation de cette corrélation pourrait également être proposée dans une future maquette critique.

Enfin, la méthodologie globale proposée dans la thèse, visant à pré-dimensionner un réacteur à sels fondus en intégrant le pilotage, a initialement été développée pour fournir un cadre à des études de faisabilité basées sur le fonctionnement normal. Afin de vérifier son adéquation, la première étape serait d'achever la définition de la méthodologie globale, en détaillant la sous-méthodologie SM3 concernée par le pré-dimensionnement d'actionneurs de pilotage. L'application de la SM3 au réacteur ARAMIS-P aiderait dans ce travail. Enfin, la méthodologie globale devrait être appliquée à d'autres cas de réacteurs à sels fondus, comme par exemple l'esquisse du projet ISAC, mais également quelques concepts plus différents (sels fluorures, grande puissance, spectre thermique) et plus avancés (MSBR, MSFR, MOSART), afin d'identifier d'éventuels points de blocage qui proviendraient de différences technologiques. De la même manière, on pourrait chercher à valider cette méthodologie en l'appliquant à d'autres familles de réacteurs (REP, Génération IV, par exemple), sous réserve de changer les modèles physiques utilisés et d'adapter l'enchaînement des étapes.

7.3.3. Nouvelles études

Les stratégies de pilotage issues des travaux d'application au réacteur ARAMIS-P ont été construites sur la base d'une hypothèse concernant le SCE, stipulant que le débit de gaz était proportionnel à la puissance demandée, et que l'on pouvait agir sur sa température en entrée du SGHX de façon à contrôler la puissance fournie. De plus, ce choix de modélisation ignore que le rendement thermodynamique du SCE peut diminuer à puissance partielle, ce qui implique, pour une baisse de puissance électrique souhaitée, une réduction de puissance thermique proportionnellement moindre. A ce titre, il pourrait être intéressant d'abord de nuancer cette hypothèse en réalisant des études transitoires sur un SCE similaire, comme celui du réacteur ASTRID modélisé avec le code CATHARE3. Si besoin est, le SCE d'ARAMIS-P pourrait ensuite être intégré à la modélisation du réacteur. Le modèle R2P2 devrait alors faire l'objet de développements, basés sur ATOS, pour permettre de calculer des points de fonctionnement d'un cycle de Brayton en régime partiel. Le modèle du SCE d'ASTRID avec le code CATHARE3 pourrait être adapté au SCE d'ARAMIS-P, et une stratégie de chaînage entre CATHARE3 et MOSAICS devrait alors être mise en œuvre. Une idée naturelle à ce stade est que CATHARE3 pourrait remplacer MOSAICS à terme ; nous y reviendrons. Le chaînage proposé permettrait d'étudier des stratégies de pilotage plus complètes, du système de contrôle de la réactivité aux vannes de by-pass du SCE, en s'inspirant des travaux de thèse d'A. Grange [21].

Dans le périmètre de la chaudière, d'autres actionneurs potentiels pourraient être étudiés. Le système d'évacuation de la puissance résiduelle du réacteur ARAMIS-P a déjà été évoqué, mais on peut penser aussi à des actionneurs pour le pilotage du réacteur en production. Dans le circuit intermédiaire par exemple, une vanne de by-pass pourrait s'avérer intéressante en découplant pilotage du circuit combustible et pilotage du SCE. Son intérêt pourrait être évalué sans difficulté avec le modèle R2P2.

Des travaux pourraient également être conduits sur la modélisation physique associée à la méthodologie. Le bullage précédemment cité implique un écoulement diphasique dans le circuit combustible : les travaux de thèse de T. Le Meute [58] ont apporté des premiers éléments sur la modélisation, qui seront repris dans la thèse d'A. Maître, démarrée en 2023. La compressibilité du sel combustible fait l'objet de la thèse de T. Vidril, démarrée en 2023 également. On peut aussi se référer aux thèses de N. Guéritat et M. Marone, démarrées en 2022

et 2023, sur le comportement des bulles dans le cœur du réacteur ARAMIS-P. Il a également été envisagé pour la présente thèse d'associer la modélisation avec le code MOSAICS dans le circuit combustible et une modélisation plus fidèle de la thermohydraulique dans le cœur, comme par exemple avec le code TRUST-NK [96]. Plus largement, en-dehors du fonctionnement normal, des phénomènes physiques spécifiques pourraient avoir lieu, comme par exemple la solidification d'un sel qui a été observée lors de certains transitoires accidentels, ou des déformations mécaniques liées à une température trop importante des matériaux. Cette perspective peut finalement se traduire en une extension de la méthodologie vers l'approfondissement des études de sûreté au-delà des critères de découplage qui ont été considérés. De plus, la stratégie de protection du réacteur a été discutée à plusieurs reprises dans le manuscrit et pourrait faire l'objet d'une poursuite de la méthodologie, jusqu'ici concernée par la stratégie de pilotage et le dimensionnement. Le dimensionnement pourrait quant à lui servir de base à une évaluation technico-économique du réacteur à sels fondus considéré, qui pourrait aussi être intégrée à la méthodologie globale afin de concevoir un RSF performant du point de vue du pilotage mais également sûr et à coût compétitif.

Néanmoins, ces extensions proposées de la méthodologie globale, permettant d'évaluer un concept de réacteur à sels fondus sur plusieurs critères, présentent le risque de complexifier et d'allonger le temps nécessaire pour l'appliquer. Il est important que la méthodologie proposée dans cette thèse soit relativement rapide à implémenter, dans le but d'évaluer plusieurs choix de conception, ou de mettre à jour un design du réacteur lorsque le cahier des charges initial change. Dans un champ de recherche dynamique comme celui des RSF, de futures connaissances expérimentales pourraient en effet conduire à adapter des choix de design. Les outils de calculs utilisés doivent présenter un bon compromis entre leur précision et leur temps d'exécution et mise en données, et c'est sur cette base que doivent être comparés les codes précédemment évoqués pour étudier le fonctionnement normal : MOSAICS, CATHARE3, et un éventuel chaînage avec TRUST-NK pour le cœur. Le même critère de sélection s'appliquera aux outils dédiés à certains accidents spécifiques, dans le cas où la méthodologie est étendue aux études de sûreté : c'est la philosophie des recherches que le CEA a menées sur les RNR-Na, avec le développement d'outils simplifiés d'études de sûreté pour différentes phases physiques de transitoires d'accident grave [22], [23]. L'obtention de corrélations par analyse de sensibilité globale peut également fournir des critères de conception pour servir ce but « d'accélération » de l'application de la méthodologie. *In fine*, une méthodologie rapide de pré-dimensionnement d'un réacteur à sels fondus intégrant plusieurs exigences de performance serait un outil précieux pour élargir les études de conception des RSF, rechercher différents designs pour différentes applications, et donner un point de départ à de l'optimisation. La thèse de J. Sarr est basée sur un objectif similaire pour la conception des RNR-Na [25], ce qui conforte cette perspective de recherche pour les réacteurs à sels fondus.

Annexe A. Discussion sur la fraction de neutrons retardés disponible en cœur β_c

Cette annexe présente une discussion sur la fraction de neutrons retardés disponible en cœur, β_c , sa définition et son lien avec la réactivité à l'équilibre. Des formules analytiques sont ensuite démontrées, dans un cadre simplifié ne prenant pas en compte les valeurs effectives des paramètres de cinétique point. Enfin, des applications aux réacteurs MSRE et ARAMIS-P, et une comparaison au code MOSAICS, permettent d'effectuer des vérifications et de justifier le choix, dans cette thèse, d'une formule analytique basée sur un modèle 1D avec un flux neutronique uniforme.

Table des matières

A.1	Définition de la fraction β_c par des bilans globaux	192
A.1.1	Bilan 0D des neutrons	192
A.1.2	Bilan 0D des précurseurs	193
A.1.3	Définition(s) de β_c	194
A.2	Formules analytiques de β_c	195
A.2.1	Hypothèse sur le modèle 0D des précurseurs	195
A.2.2	Bilan 1D des précurseurs	196
A.3	Application.....	200
A.3.1	Molten Salt Reactor Experiment.....	200
A.3.2	Réacteur ARAMIS-P	201

A.1 Définition de la fraction β_c par des bilans globaux

A.1.1 Bilan 0D des neutrons

On se propose d'expliciter le bilan de cinétique point (1.4) du Chapitre 1, 1.1.2, avec un seul groupe de précurseurs, pour simplifier les notations.

D'après le formalisme permettant de dériver les équations de la cinétique point, présenté dans la monographie *La Neutronique* [2], pp.116-117, l'équation (1.4) provient de l'intégration en espace, angle, et énergie cinétique des termes de l'équation de Boltzmann, multipliés au préalable par le flux adjoint dans le réacteur : ceci permet d'obtenir une équation ponctuelle avec des paramètres effectifs.

Toutefois, dans le but d'obtenir des expressions analytiques simples, on ne s'intéresse pas aux grandeurs effectives, en cohérence avec le Chapitre 1. On intègre donc en espace, angle et énergie l'équation de Boltzmann, sans pondération par le flux adjoint. En suivant, et adaptant selon ces considérations, les étapes décrites dans [2], on introduit des opérateurs de production totale par fission P et de disparition R des neutrons, ce qui après intégration donne :

$$\frac{dN}{dt} = (1 - \beta_s)PN(t) - RN(t) + \lambda C(t) \quad (\text{A.1})$$

Avec N (-) la population neutronique totale dans le cœur, PN (s^{-1}) le taux de production totale de neutrons par fission, RN (s^{-1}) le taux de disparition de neutrons, λC (s^{-1}) le taux de production de neutrons retardés, par décroissance radioactive – constante de temps λ (s^{-1}) – de la population de précurseurs en cœur C (-). Notons que PN est le taux de production des neutrons prompts et des précurseurs confondus : ainsi le taux de production de neutrons prompts est $(1 - \beta_s)PN$, avec β_s la fraction (physique) de neutrons retardés.

Au régime permanent, et sans écrire explicitement la variable t , on a :

$$0 = (1 - \beta_s)PN - RN + \lambda C \quad (\text{A.2})$$

En introduisant Λ (s) le temps de génération, et ρ (sans dimension, usuellement exprimée en pcm, soit 10^{-5}) la réactivité, comme :

$$\left\{ \begin{array}{l} \Lambda = \frac{1}{P} \\ \rho = \frac{P - R}{P} \end{array} \right. \quad (\text{A.3})$$

Notons que ces définitions sont cohérentes avec [2], pour un réacteur à combustible statique. On peut finalement réécrire (A.2) en :

$$0 = (\rho - \beta_s) \frac{N}{\Lambda} + \lambda C \quad (\text{A.4})$$

Dans la suite, on se concentre sur l'explicitation du terme λC , par le moyen de bilans sur la population de précurseurs, en 0D et en 1D, ce qui permet d'aboutir à des solutions différentes.

A.1.2 Bilan 0D des précurseurs

En 0D, la population de précurseurs dans le cœur est régie par l'équation suivante :

$$\frac{dC}{dt} = \beta_s PN(t) - \lambda C(t) - \dot{C}_s(t) + \dot{C}_e(t) \quad (\text{A.5})$$

Avec \dot{C}_s (s^{-1}) le taux de disparition de précurseurs du cœur, du fait des précurseurs qui sortent du cœur avant leur décroissance, et \dot{C}_e (s^{-1}) le taux d'apparition de précurseurs dans le cœur, du fait des précurseurs qui ont quitté la zone critique, traversé sans décroître la zone hors cœur, et qui retournent *in fine* dans le cœur. Ces deux termes sont donc nuls lorsque le combustible est statique. On renvoie au schéma de la Figure A.1, à la section suivante, pour illustrer ces termes.

De la même manière que précédemment, au régime permanent, on écrit plus simplement :

$$0 = \beta_s \frac{N}{\Lambda} - \lambda C - \dot{C}_s + \dot{C}_e \quad (\text{A.6})$$

Dans un réacteur à combustible circulant, on peut de plus effectuer le bilan 0D de la population de précurseurs dans le réacteur en-dehors de la zone critique, notée C_{HZC} (-) :

$$0 = -\lambda C_{HZC} + \dot{C}_s - \dot{C}_e \quad (\text{A.7})$$

En effet, en-dehors de la zone critique, le terme de production de précurseurs par fission est nul. En combinant les deux bilans, on a alors :

$$\lambda C = \beta_s \frac{N}{\Lambda} - \lambda C_{HZC} \quad (\text{A.8})$$

On peut alors combiner les bilans de population neutronique et de précurseurs, ce qui donne :

$$\begin{aligned} 0 &= (\rho - \beta_s) \frac{N}{\Lambda} + \beta_s \frac{N}{\Lambda} - \lambda C_{HZC} \\ 0 &= \rho \frac{N}{\Lambda} - \lambda C_{HZC} \\ \rho &= \frac{\lambda C_{HZC}}{N/\Lambda} \end{aligned} \quad (\text{A.9})$$

La réactivité, telle que définie précédemment comme $1 - P/R$, est donc égale, au régime permanent, au rapport entre le taux de neutrons retardés émis en-dehors du cœur sur le taux de production totale de neutrons. Plusieurs remarques sont possibles :

1. Dans un réacteur à combustible statique *et* en l'absence de source externe de neutrons, le bilan de C_{HZC} est sans objet, puisque tous les précurseurs restent en cœur. Les termes \dot{C}_s et \dot{C}_e sont nuls, et à l'équilibre, on retrouve bien $\rho = 0$.
2. Dans un réacteur à combustible statique *avec* une source externe de neutrons, $\rho < 0$. En effet, dans un réacteur ADS (« Accelerator-Driven System »), le cœur est sous-critique, et un terme source de neutrons S (s^{-1}) s'ajoute au bilan (A.1). A l'équilibre, ρ est négatif, égal à $\frac{-S}{N/\Lambda}$.

3. Dans un réacteur à combustible circulant et en l'absence de source externe de neutrons, on a $\rho > 0$, pour compenser le terme de puits de neutrons, $-\lambda C_{HZC} < 0$.

Un réacteur à combustible liquide circulant peut donc être vu, dans ce formalisme de cinétique point, comme l'inverse d'un réacteur ADS, avec $S = -\lambda C_{HZC}$.

En fait, de manière tout à fait générale, $\rho = \frac{-S}{N/\Lambda}$, avec $S = S_{ext} - \lambda C_{HZC}$, et le signe de S dépend de la différence en valeur absolue entre le terme source de neutrons $S_{ext} > 0$ et le terme puits λC_{HZC} . Cette remarque a été préalablement effectuée dans [132]. Dans cette thèse, on ne considère pas de source externe de neutrons, et on a toujours $S_{ext} = 0$, d'où $S = -\lambda C_{HZC} < 0$.

A.1.3 Définition(s) de β_c

On propose de définir β_c , la *fraction de neutrons retardés disponible en cœur*, de la façon suivante à l'équilibre :

$$\beta_c = \beta_s - \rho \quad (\text{A.10})$$

D'où :

$$\beta_c = \beta_s - \frac{\lambda C_{HZC}}{N/\Lambda} \quad (\text{A.11})$$

On remarque que la combinaison des bilans 0D des précurseurs en cœur et hors cœur à l'équilibre, Eq. (A.8), peut alors s'écrire :

$$0 = \beta_c \frac{N}{\Lambda} - \lambda C \quad (\text{A.12})$$

L'équation ainsi obtenue est similaire au bilan 0D des précurseurs d'un réacteur à combustible statique, avec β_c à la place de β_s . β_c peut donc aussi être vu comme une correction apportée au terme de production de l'équation-bilan de précurseurs de neutrons retardés d'un réacteur à combustible solide, pour prendre en compte l'effet de la circulation dans un RSF.

On remarque en outre, en combinant les équations (A.11) et (A.12), que β_s est égal à $\frac{\lambda C + \lambda C_{HZC}}{N/\Lambda}$, ce qui correspond bien au rapport du taux de production total de neutrons retardés, en cœur et hors cœur, sur le taux de production total de neutrons. β_s est donc la fraction de neutrons retardés, tandis que $\beta_c = \frac{\lambda C}{N/\Lambda}$ est bien la fraction de neutrons retardés en ne comptant que le taux de production en cœur.

En fait, β_c est aussi *la marge à la prompt-criticité*. En effet, à partir d'un état d'équilibre caractérisé par une réactivité ρ_0 , si on insère instantanément un excédent de réactivité $\Delta\rho_{ext}$, on a :

$$\begin{aligned} \frac{dN(t)}{dt} &= (\Delta\rho_{ext} + \rho_0 - \beta_s) \frac{N(t)}{\Lambda} + \lambda C(t) \\ \frac{dN(t)}{dt} &= (\Delta\rho_{ext} - \beta_c) \frac{N(t)}{\Lambda} + \lambda C(t) \end{aligned} \quad (\text{A.13})$$

Ainsi, si la quantité de réactivité insérée $\Delta\rho_{ext}$ est supérieure à la valeur de β_c correspondant à l'état initial, N est dominé par le terme prompt, et suit une évolution exponentielle de temps caractéristique $\frac{\Lambda}{\Delta\rho_{ext}-\beta_c}$. Pour des valeurs de $\Lambda = 10^{-4}$ s, $\beta_c = 70$ pcm et $\Delta\rho_{ext} = 500$ pcm, ce temps caractéristique est de 0,02 s seulement.

A.2 Formules analytiques de β_c

Dans cette partie, on cherche des expressions analytiques pour β_c , à partir d'une hypothèse supplémentaire sur le modèle 0D des précurseurs, ou d'un modèle 1D de réacteur à sels fondus. La Figure A.1 illustre ces modèles.

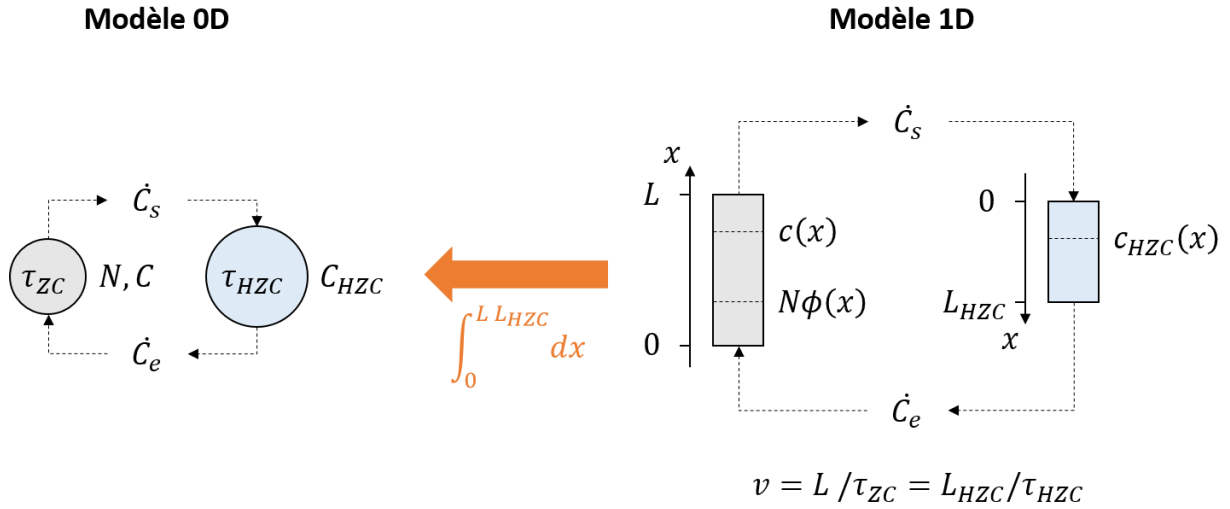


Figure A.1 : Schémas des modèles 0D et 1D d'un RSF

A.2.1 Hypothèse sur le modèle 0D des précurseurs

Pour calculer β_c et la réactivité atteinte à l'équilibre, ρ , Bokov [82] propose d'exprimer la quantité de précurseurs de neutrons retardés quittant le cœur par unité de temps, \dot{C}_s (s^{-1}), sous la forme :

$$\dot{C}_s = \frac{C}{\tau_{ZC}}$$

Avec τ_{ZC} (s) le temps de circulation du sel en cœur. De plus, puisque le temps de circulation du sel en-dehors du cœur est τ_{HZC} , le nombre de précurseurs entrant en cœur par unité de temps est :

$$\dot{C}_e = \dot{C}_s e^{-\lambda\tau_{HZC}} = \frac{C}{\tau_{ZC}} e^{-\lambda\tau_{HZC}}$$

Le bilan des précurseurs en-dehors du cœur donne :

$$\lambda C_{HZC} = \dot{C}_s - \dot{C}_e = \frac{C}{\tau_{ZC}} (1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}) \quad (A.14)$$

Dont on obtient :

$$\begin{aligned}\rho &= \frac{C/\tau_{ZC}}{N/\Lambda} (1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}) \\ \beta_c &= \beta_s - \frac{C/\tau_{ZC}}{N/\Lambda} (1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}})\end{aligned}\quad (\text{A.15})$$

De plus, le bilan de précurseurs en cœur se réécrit :

$$\begin{aligned}0 &= \beta_s \frac{N}{\Lambda} - \lambda C - \frac{C}{\tau_{ZC}} (1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}) \\ \lambda C \left(1 + \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{\lambda\tau_{ZC}} \right) &= \beta_s \frac{N}{\Lambda}\end{aligned}$$

En le combinant avec l'Eq. (A.15), on obtient finalement, pour le modèle 0D :

$$\beta_c = \beta_s \frac{1}{1 + \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{\lambda\tau_{ZC}}}\quad (\text{A.16})$$

On retrouve ainsi la formule de [82], développée aussi dans le rapport de l'ORNL de Kasten [133], pour l'Homogeneous Reactor Test, dans l'hypothèse de « full mixing », c'est-à-dire lorsque la concentration spatiale des précurseurs est uniforme en cœur.

On vérifie que pour les grandes valeurs de $\lambda\tau_{ZC}$, β_c tend vers β_s , ce qui est cohérent avec la physique : si le temps de parcours en cœur est grand (réacteur avec un « grand » cœur), les effets de perte de précurseurs sont peu importants. Pour un RSF avec un grand débit de circulation du sel, ce qui signifie que $\lambda\tau_{ZC}$ est petit, et que $\lambda\tau_{HZC}$ est petit aussi, β_c/β_s tend vers $\frac{\tau_{ZC}}{\tau_{ZC} + \tau_{HZC}} = \tau_{ZC}/\tau_{comb}$, qui est aussi égal au rapport des volumes du cœur sur le circuit combustible total. Ainsi, à grande vitesse, les précurseurs de neutrons retardés tendent à être distribués de façon uniforme dans le circuit combustible, et la population en cœur tend donc à être proportionnelle au volume de sel en cœur.

A.2.2 Bilan 1D des précurseurs

On cherche maintenant à affiner le modèle précédent, en supposant cette fois-ci une distribution axiale 1D des neutrons et des précurseurs dans le cœur. On renvoie au schéma de la Figure A.1 pour illustrer les termes mathématiques ci-après.

Les grandeurs précédentes du modèle 0D se retrouvent par intégration, le long du cœur ou du volume hors cœur, des quantités 1D correspondantes :

$$N(t) = \int_0^L n(x, t) dx \quad (\text{A.17})$$

$$C(t) = \int_0^L c(x, t) dx \quad (\text{A.18})$$

$$C_{HZC}(t) = \int_0^{L_{HZC}} c_{HZC}(x, t) dx \quad (\text{A.19})$$

Discussion sur la fraction de neutrons retardés disponible en cœur β_c

Avec L et L_{HZC} (m) les longueurs du cœur et du volume hors cœur, supposés axiaux, n (m^{-1}) la densité linéique de neutrons dans le cœur, c (m^{-1}) la densité linéique de précurseurs dans le cœur, et c_{HZC} (m^{-1}) la densité linéique de précurseurs en-dehors du cœur. D'après l'hypothèse émise communément pour établir le formalisme de la cinétique point, on sépare les dépendances spatiale et temporelle de la densité de neutrons, selon :

$$n(x, t) = \phi(x)N(t) \quad (A.20)$$

Avec N (-) identique au bilan 0D précédent et ϕ (m^{-1}) une fonction de forme du flux neutronique. Nécessairement, en cohérence avec le modèle 0D, on a :

$$\int_0^L \phi(x)dx = 1 \quad (A.21)$$

En cœur et hors cœur, les bilans 1D des précurseurs s'écrivent, à l'équilibre :

$$v \frac{\partial c}{\partial x} = -\lambda c(x) + \beta_s \frac{N}{\Lambda} \phi(x) \quad (A.22)$$

$$v \frac{\partial c_{HZC}}{\partial x} = -\lambda c_{HZC}(x) \quad (A.23)$$

Avec, en plus des grandeurs introduites précédemment, la vitesse v du sel ($m.s^{-1}$) qui transporte les précurseurs dans le circuit combustible. Notons que ce n'est pas restrictif de considérer une seule valeur de vitesse pour les deux parties du circuit. En effet, les paramètres importants du système sont uniquement les temps de parcours, τ_{ZC} et τ_{HZC} (s), qui sont respectivement égaux à L/v et L_{HZC}/v . Les paramètres L , L_{HZC} et v sont utilisés à ce stade pour établir les bilans de façon simple, mais seront remplacés à la fin par τ_{ZC} et τ_{HZC} .

Expression du terme λC_{HZC}

On intègre l'Eq. (A.23) pour exprimer le terme λC_{HZC} (s^{-1}) :

$$\begin{aligned} \lambda C_{HZC} &= \int_0^{L_{HZC}} \lambda c_{HZC}(x) dx \\ \lambda C_{HZC} &= \int_0^{L_{HZC}} -v \frac{\partial c_{HZC}}{\partial x} dx \\ \lambda C_{HZC} &= v [c_{HZC}(0) - c_{HZC}(L_{HZC})] \end{aligned} \quad (A.24)$$

On a de plus continuité des concentrations de précurseurs aux frontières entre le volume hors cœur et le cœur :

$$\begin{cases} c_{HZC}(0) = c(L) \\ c_{HZC}(L_{HZC}) = c(0) \end{cases}$$

Ainsi :

$$\lambda C_{HZC} = v [c(L) - c(0)] \quad (A.25)$$

On cherche dans la suite à exprimer les concentrations linéiques de précurseurs aux frontières, $c(L)$ et $c(0)$.

Résolution du bilan des précurseurs hors cœur

Le bilan hors cœur (A.23) a pour solution :

$$c_{HZC}(x) = c_{HZC}(0)e^{-kx} \quad (\text{A.26})$$

En introduisant le paramètre k (m^{-1}) tel que :

$$k = \frac{\lambda}{v} \quad (\text{A.27})$$

$$\begin{cases} kL = \lambda \frac{L}{v} = \lambda\tau_{ZC} \\ kL_{HZC} = \lambda\tau_{HZC} \end{cases} \quad (\text{A.28})$$

Prise en $x = L_{HZC}$, la relation (A.26) devient :

$$\begin{aligned} c_{HZC}(L_{HZC}) &= c_{HZC}(0)e^{-kL_{HZC}} \\ c_{HZC}(L_{HZC}) &= c_{HZC}(0)e^{-\lambda\tau_{HZC}} \end{aligned}$$

Par la continuité établie précédemment, on obtient finalement :

$$c(0) = c(L)e^{-\lambda\tau_{HZC}} \quad (\text{A.29})$$

Résolution du bilan des précurseurs en cœur

c est solution d'une équation différentielle du 1^{er} ordre avec un terme dépendant de x , proportionnel à $\phi(x)$ (Eq. (A.22)). On pose :

$$K(x) = c(x)e^{kx}$$

En injectant cette solution recherchée dans le bilan (A.22), on obtient la relation suivante :

$$v \frac{\partial K}{\partial x} = \beta_s \frac{N}{\Lambda} \phi(x)e^{kx}$$

Par intégration le long du cœur, on obtient :

$$\begin{aligned} v(K(L) - K(0)) &= \beta_s \frac{N}{\Lambda} \int_0^L \phi(x)e^{kx} dx \\ v(c(L)e^{kL} - c(0)) &= \beta_s \frac{N}{\Lambda} \int_0^L \phi(x)e^{kx} dx \\ v(c(L)e^{\lambda\tau_{ZC}} - c(0)) &= \beta_s \frac{N}{\Lambda} \int_0^L \phi(x)e^{kx} dx \end{aligned} \quad (\text{A.30})$$

L'équation (A.30) constitue, avec l'équation (A.25), une deuxième relation entre $c(0)$ et $c(L)$.

Expression générale de β_c d'après le modèle 1D

Combinant les expressions précédentes à l'expression du terme λC_{HZC} , on obtient :

$$\begin{aligned}\lambda C_{HZC} &= (1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}})vC(L) \\ vC(L) &= \frac{1}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \times \beta_s \frac{N \int_0^L \phi(x) e^{kx} dx}{e^{\lambda\tau_{ZC}}} \\ \lambda C_{HZC} &= \beta_s \frac{N}{\Lambda} \times \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \times \frac{\int_0^L \phi(x) e^{kx} dx}{e^{\lambda\tau_{ZC}}}\end{aligned}\quad (A.31)$$

Conformément à la discussion précédente, le paramètre v n'apparaît plus, remplacé par les temps de parcours. On cherche enfin à adimensionner complètement la formule obtenue, en changeant de variable et en introduisant la forme de flux adimensionnelle $\phi'(-)$:

$$u = x/L \quad (A.32)$$

$$\phi'(u) = L\phi(Lu) = L\phi(x) \quad (A.33)$$

La condition précédente $\int_0^L \phi(x) dx = 1$ implique aussi $\int_0^1 \phi'(u) du = 1$. Ainsi, l'intégrale $\int_0^L \phi(x) e^{kx} dx$ devient $\int_0^1 \phi'(u) e^{\lambda\tau_{ZC}u} du$, et on a fait disparaître les paramètres L et k de l'Eq. (A.31).

D'après sa définition Eq. (A.11), β_c s'exprime enfin, pour une forme de flux neutronique ϕ' quelconque :

$$\begin{aligned}\beta_c &= \beta_s \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \times \frac{\int_0^1 \phi'(u) e^{\lambda\tau_{ZC}u} du}{e^{\lambda\tau_{ZC}}} \right) \\ \beta_c &= \beta_s \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \int_0^1 \phi'(u) e^{\lambda\tau_{ZC}(u-1)} du \right)\end{aligned}\quad (A.34)$$

Cas particuliers

Dans le cas d'un flux neutronique plat, on a $\phi(x) = 1/L$ et $\phi'(u) = 1$. On obtient :

$$\beta_c = \beta_s \left(1 - \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}}}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \times \frac{1 - e^{-\lambda\tau_{ZC}}}{\lambda\tau_{ZC}} \right) \quad (A.35)$$

Cette formule (A.35) est bien celle utilisée pour le modèle R2P2 pour plusieurs groupes, équation (3.25), au Chapitre 3, paragraphe 3.2. On peut vérifier les cas limites suivants :

- $\lambda\tau_{ZC} = 0$: $\beta_c = 0$
- $\lambda\tau_{ZC} = +\infty$: $\beta_c/\beta_s = 1$
- $\lambda\tau_{HZC} = 0$ et $\lambda\tau_{ZC} \neq 0$: $\beta_c/\beta_s = 1$
- $\lambda\tau_{HZC} = 0$ et $\lambda\tau_{ZC} = 0$ (vitesse de circulation infinie) : $\beta_c/\beta_s = \frac{\tau_{ZC}}{\tau_{ZC} + \tau_{HZC}}$, rapport des volumes

Notons qu'on retrouve une autre formule obtenue par Kasten, en faisant l'hypothèse que la concentration des précurseurs a une distribution 1D, et un flux neutronique uniforme [133]. Haubenreich [134] dérive également cette formule, dans le but de l'appliquer au Molten Salt Reactor Experiment (MSRE). Dans sa thèse, Lecarpentier trouve la même formule lors du calcul de l'excès de réactivité à l'équilibre [135].

Dans le cas d'un flux neutronique sinusoïdal, nul aux bords du cœur, on a :

$$\begin{aligned}\phi(x) &= \frac{\pi}{2L} \sin\left(\frac{\pi}{L}x\right) \\ \phi'(u) &= \frac{\pi}{2} \sin(\pi x) \\ \beta_c &= \beta_s \left(1 - \frac{(1 - e^{-\lambda\tau_{HZC}})(1 + e^{-\lambda\tau_{ZC}})}{1 - e^{-\lambda(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})}} \times \frac{1}{2} \frac{1}{1 + \left(\frac{\lambda\tau_{ZC}}{\pi}\right)^2} \right) \quad (\text{A.36})\end{aligned}$$

Cette formule est aussi présente dans les travaux de Lecarpentier et d'Haubenreich, et la forme sinusoïdale du flux neutronique a été retenue pour calculer le paramètre β_c du MSRE [134]. Dans la suite, nous allons appliquer ces formules à ce réacteur, ainsi qu'à ARAMIS-P.

A.3 Application

A.3.1 Molten Salt Reactor Experiment

La forme sinusoïdale du flux neutronique est appliquée ici pour calculer le paramètre β_c du MSRE, en vérifiant par comparaison aux calculs de la référence [134]. On reproduit dans le Tableau A.1 les résultats, en supposant des temps de parcours $\tau_{ZC} = 9,35$ s et $\tau_{HZC} = 16,49$ s :

Variable	Unité	Groupe						Total
		1	2	3	4	5	6	
λ	s ⁻¹	0,0124	0,0305	0,1114	0,3014	1,1363	3,0137	
$\lambda\tau_{ZC}$	-	0,12	0,29	1,04	2,82	10,62	28,18	
$\lambda\tau_{HZC}$	-	0,21	0,50	1,84	4,97	18,74	49,70	
β_c/β_s	-	0,363	0,370	0,457	0,708	0,960	0,994	
<i>Application aux valeurs physiques</i>								
β_s	pcm	21,1	140,2	125,4	252,8	74	27	640,5
β_c	pcm	7,7	52,0	57,4	179,2	71,0	26,8	394,2

Tableau A.1 : Application de la formule de calcul du β_c au MSRE

La formule (A.36) appliquée au MSRE sur les grandeurs physiques des 6 groupes donne un défaut de réactivité de 38% du β_s total, soit 246 pcm. La marge à la criticité prompte est de 394 pcm. Toutefois, la référence [134] donne des valeurs effectives de $\beta_{eff,s}$ et $\beta_{eff,c}$ totales de 666 pcm et 362 pcm, avec une méthode de calcul différente, basée sur la pondération par le flux adjoint des concentrations. Il en résulte un défaut de réactivité de 304 pcm. Notons enfin

que la perte de réactivité sur le MSRE, durant les premières expériences à puissance nulle, était de 212 pcm [136] : les méthodes proposées semblent sous-estimer la valeur de β_c , et donc surestimer l'effet de la circulation du sel. Il serait intéressant d'analyser en détail ces écarts, notamment en considérant la pondération par le flux adjoint des valeurs physiques de β_s et β_c , pour obtenir des formules similaires effectives. Une piste d'amélioration du modèle, suggérée par Prince [137], consiste à prendre en compte dans le bilan neutronique les plénums inférieur et supérieur du cœur, bien qu'en-dehors de la matrice de graphite, car les neutrons retardés émis dans ces zones pourraient participer à la réaction en chaîne : en conservant les mêmes formules analytiques, l'ajustement pourrait consister à augmenter le temps de parcours en cœur τ_{ZC} et diminuer τ_{HZC} .

A.3.2 Réacteur ARAMIS-P

On applique maintenant ces méthodes au réacteur ARAMIS-P, qui est présenté dans la thèse au Chapitre 4, section 4.1. Lors de la présentation de la modélisation avec le code MOSAICS du réacteur au Chapitre 5, paragraphe 5.2.1, il a été montré que la composante axiale du flux neutronique en cœur, calculée avec le code SERPENT2 [5], est de la forme (Figure 5.5) :

$$\phi(z) \propto \sin\left(\frac{\pi}{L + 2d_{ex}}(z + d_{ex})\right)$$

Avec $d_{ex} = 0,85$ m la distance d'extrapolation, et $L = 1,83$ m la longueur du cœur. On peut donc aisément définir $\phi'(u)$ comme :

$$\phi'(u) \propto \sin\left(\frac{\pi}{1 + 2d}(u + d)\right) \quad (\text{A.37})$$

Avec $d = d_{ex}/L$. On peut alors injecter ce profil de flux, divisé par son intégrale entre 0 et 1, dans la formule (A.34). On trace sur la Figure A.2 les courbes obtenues en appliquant les formules 0D (A.16), 1D avec une hypothèse de flux plat (A.35), 1D avec une hypothèse de flux sinusoïdal (A.36), et 1D avec le profil d'ARAMIS-P (A.37). Chaque formule dépend des 2 paramètres $\lambda\tau_{ZC}$ et $\lambda\tau_{HZC}$, mais par souci de synthèse, on se place directement dans le cas d'ARAMIS-P, où $\frac{\tau_{ZC}}{\tau_{comb}}$ est égal à 22%. Ainsi, avec cette contrainte supplémentaire, on peut tracer les courbes uniquement en fonction de $\lambda\tau_{comb}$.

On remarque sur la Figure A.2 que les différentes courbes ont le même comportement général, bien que la formule 0D surestime significativement β_c par rapport aux modèles 1D, sur une plage de valeur assez large, de 0,4 à 15. Notons que pour le MSRE (cf. Tableau A.1), les valeurs de $\lambda\tau$ des groupes 1 à 4 sont dans cette plage de valeurs. Les formules 1D de flux plat et de flux en sinus extrapolé, cas de référence, sont très proches, ce qui est attendu étant donné la grande distance d'extrapolation retenue pour modéliser ARAMIS-P : on verra dans la suite que la nappe de puissance peut être approchée par un profil uniforme.

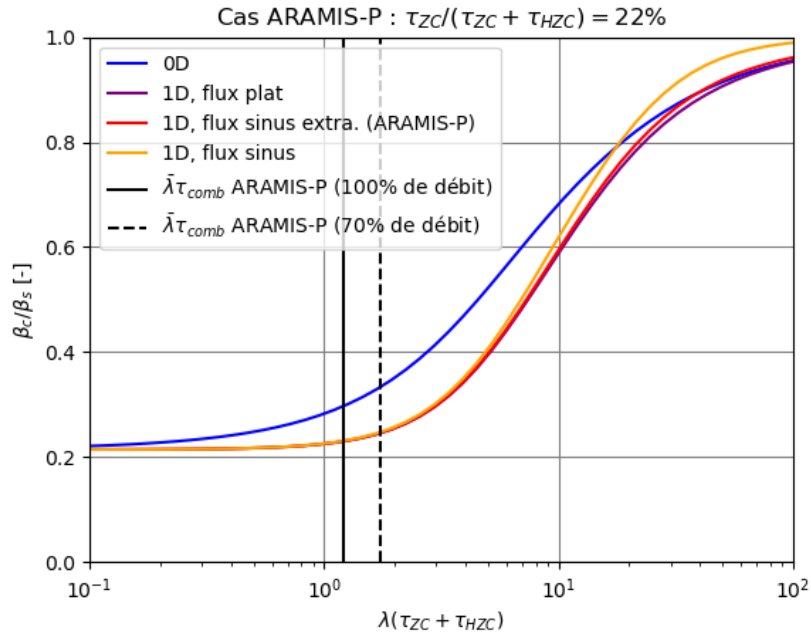


Figure A.2 : Comparaison des méthodes de calcul du β_c sur ARAMIS-P

Les valeurs de $\bar{\lambda}\tau_{comb} = \bar{\lambda}(\tau_{ZC} + \tau_{HZC})$ pour ARAMIS-P à différents débits ont été reportées sur le graphique de la Figure A.2, avec $\bar{\lambda} = \frac{\sum \beta_s^i \lambda^i}{\sum \beta_s^i}$ (s^{-1}) la valeur moyenne des λ^i des différents groupes de précurseurs. $\bar{\lambda}$ peut aussi être vu comme la constante de décroissance des précurseurs du réacteur, s'ils étaient réunis en un seul groupe. On observe donc, en raisonnant à un groupe sur ARAMIS-P avec un $\bar{\lambda}$ de $0,43 s^{-1}$ et un temps de circulation de $2,8 s$ à 100% de débit, que le rapport β_c/β_s est faible, à $0,23$. Cette valeur est très proche de celle obtenue en sommant les β_c^i calculés pour chaque groupe, comme dans le Tableau A.2 ci-après. On observe également une faible augmentation lorsque le débit diminue de 30%, ce qui est cohérent avec les études de pilotage réalisées dans cette thèse.

Variable	Unité	Groupe								Total
		1	2	3	4	5	6	7	8	
λ	s^{-1}	0,0125	0,0283	0,0425	0,133	0,292	0,666	1,63	3,55	0,43
$\lambda\tau_{ZC}$	-	0,01	0,02	0,03	0,08	0,18	0,40	0,98	2,13	
$\lambda\tau_{HZC}$	-	0,03	0,06	0,09	0,29	0,64	1,47	3,60	7,82	
β_c/β_s	-	0,214	0,214	0,214	0,216	0,222	0,250	0,374	0,587	
<i>Application aux valeurs physiques</i>										
β_s	pcm	7,0	60,5	23,8	47,6	95,7	28,0	31,1	6,7	300,3
β_c	pcm	1,5	13,0	5,1	10,3	21,2	7,0	11,6	3,9	73,6

Tableau A.2 : Application de la formule du β_c retenue à ARAMIS-P

Enfin, on peut comparer les prédictions des méthodes analytiques permettant de calculer le β_c , à des résultats d'outils de calcul transitoire. Dans les présents travaux, une étude a été réalisée avec le code MOSAICS (décrit au Chapitre 3, section 3.3). Celui-ci couple un modèle de neutronique et un modèle de thermohydraulique : le modèle de neutronique permet de calculer le taux de production de précurseurs de neutrons retardés dans le cœur en fonction de la position

et du temps, et le modèle de thermohydraulique transporte ces précurseurs, ce qui permet de connaître leurs concentrations – et donc le taux d’émission de neutrons retardés local. D’après le développement précédent (équation (A.10)), on peut calculer β_c à partir de β_s et de la réactivité à l’équilibre ρ . Il s’agit également de la méthode mise en place par Pitois dans sa thèse [63], en utilisant le code LiCore [59] pour calculer la répartition spatiale des précurseurs dans le cœur.

La comparaison entre la formule analytique (A.35) et le modèle MOSAICS du réacteur ARAMIS-P est illustrée par la Figure A.3. Les points obtenus avec MOSAICS sont les valeurs de $\beta_s - \rho$ au régime permanent, pour plusieurs valeurs de débit de sel combustible \dot{m}_{comb} , et pour différents volumes de cœur, de 1,2 m³ (cas de référence) à 6 m³. A débit fixé, par exemple à 100%, le modèle de MOSAICS prédit une augmentation du β_c avec le volume en cœur. Augmenter d’un facteur 5 le volume du cœur (6 m³) permet d’augmenter β_c d’un facteur 2,5. A volume fixé, diminuer le débit revient à augmenter β_c , insérant potentiellement 225 pcm de réactivité lorsque le débit s’annule, pour le cas de référence. Les mêmes tendances se retrouvent avec la formule analytique (A.35).

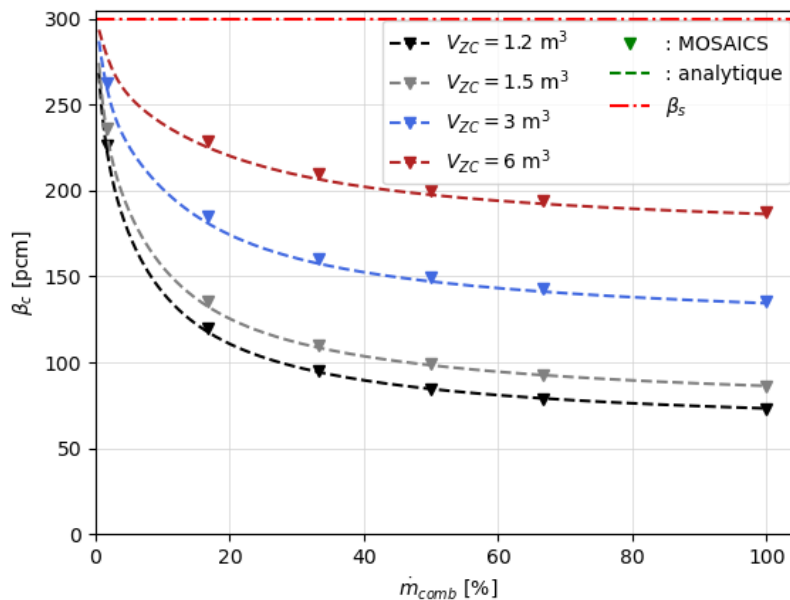


Figure A.3 : Comparaison du β_c des modèles MOSAICS et analytique, pour différents designs et points de fonctionnement du réacteur ARAMIS-P

De plus, les profils de flux neutronique de MOSAICS (sinus extrapolé Eq. (A.37), avec une grande distance d’extrapolation) et de la formule choisie (plat, Eq. (A.35)) sont légèrement différents, mais l’accord entre les deux modèles est excellent. Comme décrit au Chapitre 5, paragraphe 5.2.2, cet accord est probablement dû à la distribution presque uniforme du flux dans le réacteur ARAMIS-P, et aux hypothèses sur le flux adjoint du modèle de MOSAICS.

En conclusion, cet accord a motivé l’utilisation de la formule (A.35) pour les études de la thèse, via le modèle R2P2 (Chapitre 3, Eq. (3.25)), et a permis de faire une vérification supplémentaire du code MOSAICS.

Acronymes

Table des abréviations

0D	Zéro dimension (ponctuel/point)
1D	Une dimension
3D	Tridimensionnel
ASG	Analyse de sensibilité globale
BC	Branche chaude
BF	Branche froide
C	Relatif au cœur (notation mathématique)
comb	Relatif au sel ou au circuit combustible (notation mathématique)
CPZ	Modèle de cinétique point (Cinétique Point par Zone)
DH	Chaleur résiduelle (Decay Heat)
DHP	Précurseur de chaleur résiduelle (Decay Heat Precursor)
DNP	Précurseur de neutron retardé (Delayed Neutron Precursor)
e	Entrée d'un composant (notation mathématique)
EPuR	Evacuation de la puissance résiduelle
gaz	Relatif au gaz du SCE (notation mathématique)
HSIC	Hilbert-Schmidt Independence Criterion
HZC	Hors Zone Critique (en-dehors du cœur)
IHX	Echangeur entre les circuits combustible et intermédiaire (Intermediate Heat eXchanger)
int	Relatif au sel ou au circuit intermédiaire (notation mathématique)
LHS	Type de plan d'expérience (Latin Hypercube Sampling)
pcm	Pour-cent-mille (10^{-5})
PI(D)	Correcteur à action Proportionnelle, Intégrale(, Dérivée)
Pn, %Pn	Puissance nominale, pourcent de puissance nominale
REP	Réacteur à eau sous pression
RNR-Na	Réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium
RSF	Réacteur à sels fondus
s	Sortie d'un composant (notation mathématique)
SBO	Accident de manque de tension généralisé non-protégé (Station Blackout)
SCE	Système de conversion d'énergie
SGHX	Echangeur entre le circuit intermédiaire et le SCE (Salt-Gas Heat eXchanger)
SM	Sous-Méthodologie
SP	Stratégie de pilotage
ULOHS	Accident de perte de source froide non-protégé (Unprotected Loss Of Heat Sink)
UTOP	Accident d'insertion de réactivité non-protégé (Unprotected Transient Overpower)
ZC	Zone critique (cœur)

Tables des acronymes et noms

ARAMIS-P	Concept de RSF à sel chlorure (CEA/Orano)
ASTRID	Concept de RNR-Na (CEA/EDF/Framatome)
ATOS	Code de pré-dimensionnement pour les RSF (CEA)
CATHARE3	Code-système de thermohydraulique avec notamment un modèle de cinétique point (CEA)
CEA	Commissariat à l’Energie Atomique et aux Energies Alternatives
CNRS	Centre National de la Recherche Scientifique
CYCLOP	Code de pré-dimensionnement de SCE (CEA)
GIF	Forum International Génération IV
ISAC	Projet français de développement d’un RSF à sel chlorure incinérateur d’américium (CEA/CNRS/EDF/Orano/Framatome)
LiCore	Code couplé thermohydraulique système – cinétique neutronique (CNRS)
MOSAICS	Code couplé thermohydraulique système – cinétique neutronique (CEA/CNRS)
MOSART	Concept de RSF à sel fluorure à spectre rapide (Institut Kurchatov)
MSBR	Concept de RSF à sel fluorure à spectre thermique (ORNL)
MSFR	Concept de RSF à sel fluorure à spectre rapide (CNRS)
ORNL	Oak Ridge National Laboratory
R2P2	Code simplifié d’étude des régimes permanents d’un RSF (CEA)
URANIE	Code dédié aux méthodes statistiques (CEA)

Liste des figures

Figure 1.1 : Fission en chaîne et éléments de physique neutronique	12
Figure 1.2 : Illustration des échelles de modélisation thermohydraulique dans un réacteur nucléaire, issue de [7].....	18
Figure 1.3 : Schéma général d'un REP, issu de [14].....	20
Figure 1.4 : Schéma général d'un RNR-Na, issu de [1].....	21
Figure 1.5 : Illustration de l'évolution de la connaissance d'un réacteur et des possibilités de retour à la conception en fonction de l'avancement du projet, issue de [23].....	24
Figure 1.6 : Diagramme pression/température délimitant les domaines d'exploitation d'un REP, issu de [16]	26
Figure 1.7 : Programme en température d'un REP 1300 MWe, issu de [15]. BF : branche froide, BC : branche chaude, sat : saturation	27
Figure 1.8 : Système de régulation d'un REP, issu de [20]	28
Figure 1.9 : Schéma illustrant un RSF à spectre neutronique thermique modéré par du graphite, équipé d'un cycle de Brayton, issu de [1]. Les notations en rouge sont un ajout du présent travail	30
Figure 1.10 : Schéma du circuit combustible du MSFR issu de [46].....	34
Figure 1.11 : Schéma d'un concept proposé par UKAEA dans les années 1970, avec pompage des sels combustible et fertile dans des échangeurs, refroidis au plomb (figure 2 de [65]).....	37
Figure 1.12 : Reproduction des figures 1 et 3 de [80], illustrant le concept PMFR (Corée du Sud)	38
Figure 2.1 : Schéma de la méthodologie de pré-conception d'un réacteur à sels fondus avec définition d'une stratégie de pilotage	51
Figure 2.2 : Schéma de la sous-méthodologie SM1 de pré-dimensionnement d'un RSF.....	54
Figure 2.3 : Schéma de la sous-méthodologie SM2 de définition de la stratégie de pilotage d'un RSF.....	56
Figure 3.1 : Schéma du code ATOS.....	62
Figure 3.2 : Schéma d'un échangeur à plaques où les fluides chaud et froid circulent à contre-courant.....	63
Figure 3.3 : Méthode ATOS de pré-dimensionnement d'un échangeur à plaques à contre-courant.....	66
Figure 3.4 : Schéma du modèle R2P2	67
Figure 3.5 : Schéma du modèle MOSAICS d'un réacteur à sels fondus (adapté de [112]).....	71
Figure 3.6 : Schéma des écoulements 1D et multi-1D dans MOSAICS.....	72
Figure 3.7 : Schéma des deux modèles de transfert thermique dans un échangeur de chaleur	77
Figure 3.8 : Schéma général de l'analyse de sensibilité globale et des méthodes statistiques appliquées à des problèmes physiques [119]	85
Figure 3.9 : Comparaison de plans d'expérience LHS et pur Monte-Carlo (SRS), adaptée de [122]	87
Figure 3.10 : Exemple de Processus Gaussien (PG) permettant d'approximer la fonction f à partir d'un nombre fini de points de la base d'apprentissage (BA) – issu de [21].....	89
Figure 3.11 : Prédictions du métamodèle en fonction des résultats du modèle physique, sur la base de test	90
Figure 4.1 : Projection de la maquette CAO du circuit combustible d'ARAMIS-P.....	95
Figure 4.2 : Schématisation des circuits de sel (combustible et intermédiaire) d'ARAMIS-P	95

Figure 4.3 : Schéma des températures de dimensionnement et des marges associées.....	97
Figure 4.4 : Volume total de sel combustible dans les IHX pré-dimensionnés avec ATOS, en fonction de la marge au gel du sel intermédiaire et de l'échauffement du sel intermédiaire. 101	101
Figure 4.5 : Schématisation issue de CYCLOP du SCE d'ARAMIS-P.....	104
Figure 4.6 : Méthode de pré-dimensionnement du SGHX et du SCE d'ARAMIS-P avec ATOS et CYCLOP	106
Figure 4.7 : Schéma d'un échangeur à plaques corruguées. Vue d'ensemble (a), vue de l'écoulement dans les canaux (b)	109
Figure 4.8 : Schématisation du circuit combustible d'ARAMIS-P. Configuration de référence (a), configuration alternative avec les IHX à plaques corruguées et un plénum (b)	112
Figure 4.9 : Avancement de l'application de la sous-méthodologie SM1 à ARAMIS-P	113
Figure 5.1 : Températures des sels d'ARAMIS-P en fonction de la puissance en comportement naturel (SP0).....	119
Figure 5.2 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP1 (ou SP A)	121
Figure 5.3 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP B.....	122
Figure 5.4 : Températures des sels d'ARAMIS-P (a) et commandes (b), en fonction de la puissance, avec la stratégie de pilotage SP2	123
Figure 5.5 : Distributions axiale et radiale du flux neutronique dans le cœur d'ARAMIS-P à partir du centre	126
Figure 5.6 : Reproduction de la puissance résiduelle du MSFR issue des travaux de M. Brovchenko [116] (a) et comparaison au modèle proposé pour ARAMIS-P (b).....	127
Figure 5.7 : Schéma de la modélisation d'ARAMIS-P avec MOSAICS et cartes de température à l'équilibre	130
Figure 5.8 : Transitoire d'augmentation de la puissance de 50 %Pn à 100 %Pn du réacteur ARAMIS-P avec le code MOSAICS	133
Figure 5.9 : Transitoire piloté d'augmentation de la puissance de 50 %Pn à 100 %Pn du réacteur ARAMIS-P avec le code MOSAICS incluant le modèle de thermique des échangeurs	134
Figure 5.10 : Indices de Sobol des variables d'état du modèle R2P2, pour des variations des commandes de 5 %Pn, en fonction de la stratégie de pilotage et de la puissance initiale	138
Figure 5.11 : Comparaison entre le réacteur ARAMIS-P de référence et sa variante « étirée » pour le calcul des sorties Δ . Exemple d'un échelon de réactivité ρ_{ext}	140
Figure 5.12 : Indices de Sobol des sorties Δ calculées par MOSAICS sur ARAMIS-P étiré, pour des variations des commandes de 5 %Pn, en fonction de la stratégie de pilotage	141
Figure 5.13 : Transitoire de 100 %Pn à 90 %Pn en 30 s (20 %Pn/min) sur ARAMIS-P, avec les régulations des stratégies de pilotage SP1 et SP2	144
Figure 5.14 : Avancement de l'application de la sous-méthodologie SM2 à ARAMIS-P, à l'issue des travaux du chapitre 5	145
Figure 6.1 : Résultat MOSAICS d'un UTOP sur ARAMIS-P au point de fonctionnement nominal : réactivité (a), puissances (b), températures des sels combustible (c) et intermédiaire (d), et du diazote (e)	151
Figure 6.2 : Résultat MOSAICS d'un UTOP sur ARAMIS-P avec modélisation des parois des échangeurs : températures dans les parties supérieure (a) et inférieure (b) de l'IHX, puissances (c)	153
Figure 6.3 : Résultat MOSAICS d'un choc froid sur ARAMIS-P : température du sel combustible (a), réactivité (b), puissance neutronique (c)	155

Figure 6.4 : Résultat MOSAICS d'un transitoire de retrait de réactivité sur ARAMIS-P au point de fonctionnement nominal : réactivité (a), puissances (b), températures des sels combustible (c) et intermédiaire (d), et du diazote (e).....	157
Figure 6.5 : Minimum de puissance de fission atteint en fonction de la quantité de réactivité retirée.....	159
Figure 6.6 : Résultat MOSAICS d'un transitoire ULOHS sur ARAMIS-P : température des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), réactivité (d)	160
Figure 6.7 : Résultat MOSAICS d'un transitoire ULOHS sur ARAMIS-P avec modélisation des parois des échangeurs : températures des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), températures extrêmes des parois dans les échangeurs IHX et SGHX (d)....	161
Figure 6.8 : Evolution des conditions aux limites pour le transitoire SBO : pression motrice des pompes du circuit combustible, débits massiques du sel intermédiaire et du gaz, température froide du gaz. Le débit combustible est représenté pour illustration.	163
Figure 6.9 : Résultat MOSAICS d'un transitoire SBO sur ARAMIS-P pendant 200 s : température des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), débits (d).....	164
Figure 6.10 : Résultat MOSAICS d'un transitoire SBO sur ARAMIS-P pendant 1000 s : température des sels combustible (a) et intermédiaire (c), puissances (b), débits (d).....	165
Figure 6.11 : Comparaison de la température du sel combustible (a) et de la puissance nucléaire (b), lors d'un UTOP depuis différents états initiaux. Des échelles de temps différentes sont utilisées.....	169
Figure 6.12 : Histogramme de T_{max} pour les trois ASG appliquées à l'UTOP	170
Figure 6.13 : Distribution croisée des 160 valeurs de A et de $\tau\Delta\rho/\tau_{comb}$ pour la SP2	172
Figure 6.14 : Comparaison de la température combustible (a) et intermédiaire (b), lors de transitoires SBO depuis différents états initiaux	175
Figure 6.15 : Histogramme de T_{min} pour les trois ASG appliquées au SBO	176
Figure 6.16 : Distribution croisée des 280 valeurs de ΔT_{min} et de $\log_{10}\tau_{mint}$ pour la SP2	177
Figure 6.17 : Finalisation de l'application de la sous-méthodologie SM2 à ARAMIS-P.....	178
Figure 7.1 : Schématisation des résultats obtenus pour l'application de la méthodologie globale à ARAMIS-P	183
Figure A.1 : Schémas des modèles 0D et 1D d'un RSF	195
Figure A.2 : Comparaison des méthodes de calcul du βc sur ARAMIS-P.....	202
Figure A.3 : Comparaison du βc des modèles MOSAICS et analytique, pour différents designs et points de fonctionnement du réacteur ARAMIS-P	203

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Principaux paramètres d'un REP 1300 et du RNR-Na ASTRID.....	22
Tableau 1.2 : Niveaux de la défense en profondeur	23
Tableau 1.3 : Comparaison de concepts de RSF à sels fluorures (N.D. : non disponible, - : sans unité ou absence du design)	35
Tableau 1.4 : Comparaison de concepts de RSF à sel combustible chlorure (N.D. : non disponible, - : sans unité ou absence du design)	39
Tableau 4.1: Principaux choix technologiques pour l'esquisse d'ARAMIS-P	94
Tableau 4.2 : Paramètres neutroniques d'ARAMIS-P	96
Tableau 4.3 : Propriétés thermophysiques des fluides d'ARAMIS-P. Les valeurs sont données aux températures moyennes de fonctionnement	97
Tableau 4.4 : Paramètres de design du circuit combustible d'ARAMIS-P	98
Tableau 4.5 : Bilan des temps de circulation des sels dans les circuits d'ARAMIS-P	99
Tableau 4.6 : Valeur des paramètres imposés lors de l'application de la méthode ATOS de pré-dimensionnement de l'IHX à plaques	100
Tableau 4.7 : Résultats de la méthode de pré-dimensionnement de l'IHX en fonction de la marge au gel et de l'échauffement du sel intermédiaire.....	101
Tableau 4.8 : Résultats du pré-dimensionnement du SGHX d'ARAMIS-P	106
Tableau 4.9 : Paramètres caractéristiques des échangeurs IHX et SGHX d'ARAMIS-P.....	107
Tableau 4.10 : Bilan des volumes de sel d'ARAMIS-P et comparaison au MSRE et au MSBR	108
Tableau 4.11 : Paramètres utilisés pour le pré-dimensionnement des échangeurs IHX à plaques corruguées	110
Tableau 4.12 : Propriétés thermophysiques du sodium à 520 °C.....	110
Tableau 4.13 : Résultats de la méthode de pré-dimensionnement de l'IHX pour différentes options technologiques.....	111
Tableau 5.1 : Valeurs des principaux paramètres d'ARAMIS-P pour la modélisation R2P2. Les paramètres dépendant de l'état du réacteur sont donnés au point de fonctionnement nominal	118
Tableau 5.2 : Description synthétique des stratégies de pilotage étudiées.....	121
Tableau 5.3 : Comparaison des taux de variation de température pour les différentes SP ...	123
Tableau 5.4 : Caractéristiques des trois stratégies de pilotage retenues lors de la sous-méthodologie SM2	124
Tableau 5.5 : Paramètres neutroniques additionnels d'ARAMIS-P pour le modèle MOSAICS	128
Tableau 5.6 : Paramètres thermohydrauliques additionnels d'ARAMIS-P pour le modèle MOSAICS	129
Tableau 5.7 : Propriétés des matériaux composant l'IHX et le SGHX d'ARAMIS-P	129
Tableau 5.8 : Régime permanent obtenu avec MOSAICS et comparaison avec le modèle R2P2	131
Tableau 5.9 : Valeurs des températures aux extrémités des échangeurs d'ARAMIS-P calculées par MOSAICS, à 94 %Pn et 49 %Pn	135
Tableau 5.10 : Exemples de valeurs minimales et maximales des commandes en fonction de la puissance initiale P et de la stratégie de pilotage.....	137
Tableau 5.11 : Paramètres des correcteurs PID d'ARAMIS-P	142

Tableau 5.12 : Régime nominal d'ARAMIS-P obtenu avec la prise en compte des régulations dans MOSAICS.....	143
Tableau 6.1 : Comparaison des états initial et final d'ARAMIS-P lors du transitoire UTOP pour les modèles R2P2 et MOSAICS.....	152
Tableau 6.2 : Valeurs extrêmes obtenues au cours des transitoires UTOP et choc froid sur ARAMIS-P.....	155
Tableau 6.3 : Comparaison des régimes asymptotiques d'échauffement d'ARAMIS-P suite à un accident ULOHS	161
Tableau 6.4 : Paramètres caractérisant la séquence accidentelle du SBO et valeurs de référence	163
Tableau 6.5 : Paramètres d'entrée pour l'application de l'ASG	168
Tableau 6.6 : Valeurs des critères de l'UTOP de la Figure 6.11	170
Tableau 6.7 : Paramètres influents obtenus par l'ASG sur l'UTOP (SP2)	171
Tableau 6.8 : Valeurs des critères du SBO de la Figure 6.14	175
Tableau 6.9 : Paramètres influents obtenus par l'ASG sur le SBO (SP0)	176
Tableau A.1 : Application de la formule de calcul du βc au MSRE	200
Tableau A.2 : Application de la formule du βc retenue à ARAMIS-P.....	202

Liste des productions scientifiques

M. Mascaron, J. Martinet, V. Pascal, E. Merle, et F. Bertrand, « An approach to Molten Salt Reactor operation and control and its application to the ARAMIS actinide burner », article paru dans *Annals of Nuclear Energy*, vol. 210, p. 110888, janvier 2025.

M. Mascaron, T. Le Meute, J. Martinet, V. Pascal, F. Bertrand, et E. Merle, « Study of the ARAMIS molten salt reactor behavior during unprotected transients », article de conférence *ICAPP2023*, Gyeongju, Corée du Sud, avril 2023.

E. Martín López, L. Matteo, V. Pascal, M. Mascaron, et A. Petrilli, « Development and first application of a simplified tool for the design of a Molten Salt Reactor », article de conférence *NURETH-20*, Washington, Etats-Unis, août 2023.

Références

- [1] US DOE et GIF, « A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems », GIF-002-00, 2002.
- [2] *La neutronique*. in Monographies DEN. Editions Le Moniteur, 2015. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.cea.fr/multimedia/Pages/editions/ouvrages/monographies-nucleaire/neutronique.aspx>
- [3] P. Reuss, *Précis de neutronique*. in Génie Atomique. EDP Sciences, 2003.
- [4] E. Brun *et al.*, « TRIPOLI-4®, CEA, EDF and AREVA reference Monte Carlo code », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 82, p. 151-160, août 2015, doi: 10.1016/j.anucene.2014.07.053.
- [5] J. Leppänen, M. Pusa, T. Viitanen, V. Valtavirta, et T. Kaltiaisenaho, « The Serpent Monte Carlo code: Status, development and applications in 2013 », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 82, p. 142-150, août 2015.
- [6] D. Schneider, F. Dolci, F. Gabriel, J.-M. Palau, M. Guillo, et B. Pothet, « APOLLO3® CEA/DEN deterministic multi-purpose code for reactor physics analysis », présenté à PHYSOR 2016, Sun Valley, ID, United States of America, mai 2016. Consulté le: 29 juillet 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://cea.hal.science/cea-02509714>
- [7] A. Laureau et Y. Gorsse, « Couplage neutronique - thermohydraulique », présenté à Bootcamp MSR, Avignon, 6 octobre 2021.
- [8] *Ansys Fluent*. Ansys Inc. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.ansys.com/products/fluids/ansys-fluent>
- [9] *OpenFOAM*. OpenCFD Ltd. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.openfoam.com/>
- [10] *TrioCFD*. CEA. [En ligne]. Disponible sur: <https://trio CFD.cea.fr/>
- [11] R. Préa, P. Fillion, L. Matteo, G. Mauger, et A. Mekkas, « CATHARE-3 V2.1: The new industrial version of the CATHARE code », in *Proceedings of Advances in Thermal Hydraulics 2020*, Palaiseau, France, oct. 2020, p. 730-742.
- [12] *RELAP5-3D*. Idaho National Laboratory. [En ligne]. Disponible sur: <https://inl.gov/relap53d/>
- [13] H. Yamano *et al.*, « SIMMER-IV: A three-dimensional computer program for LMFR core disruptive accident analysis. Version 2. A model summary and program description », août 2003, Consulté le: 29 juillet 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.osti.gov/etdeweb/biblio/20472029>
- [14] H. Ardiansyah *et al.*, *Indonesia Post-Pandemic Outlook: Strategy towards Net-Zero Emissions by 2060 from the Renewables and Carbon-Neutral Energy Perspectives*. Penerbit BRIN, 2022. doi: 10.55981/brin.562.
- [15] H. Grard, *Physique, fonctionnement et sûreté des REP - Le réacteur en production*. in Génie Atomique. EDP Sciences, 2014.
- [16] B. Tarride, *Physique, fonctionnement et sûreté des REP - Maîtrise des situations accidentelles du système réacteur*. in Génie Atomique. EDP Sciences, 2013.
- [17] J. J. Sienicki, A. Moisseytsev, et L. Krajl, « A supercritical CO2 Brayton cycle power converter for a sodium-cooled fast reactor small modular reactor », présenté à ASME 2015 Nuclear Forum, NUCLRF 2015, collocated with the ASME 2015 Power Conference, the ASME 2015 9th International Conference on Energy Sustainability, and the ASME 2015 13th International Conference on Fuel Cell Science, Engineering and Technology, 2015. doi: 10.1115/NUCLRF2015-49185.
- [18] D. Plancq *et al.*, « Status of the ASTRID gas power conversion system option », présenté à GIF Symposium 2018 - The Generation IV International Forum, Paris, France, oct. 2018. Consulté le: 12 décembre 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://cea.hal.science/cea-02338590>

- [19] P. Gauthé et P. Sciora, « Sensitivity studies of SFR unprotected transients with global neutronic feedback coefficients », présenté à International conference on fast reactors and related fuel cycles: next generation nuclear systems for sustainable development (FR17), Yekaterinburg, Russia, juin 2017.
- [20] P. Coppolani, N. Hassenboehler, J. Joseph, J.-F. Petetrot, J.-P. Py, et J.-S. Zampa, *La chaudière des réacteurs à eau sous pression*. in Génie Atomique. EDP Sciences, 2004.
- [21] A. Grange, « Méthode d'optimisation multiobjectif de la conduite d'un réacteur nucléaire ; application à un RNR-Na fonctionnant avec un cycle de Brayton », PhD Thesis, Aix-Marseille Université, 2019. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2019AIXM0500>
- [22] F. Bertrand, « Méthodologie d'études de sûreté et applications pour la pré-conception de différents types de réacteurs nucléaires de quatrième génération », Manuscrit HDR, Université Grenoble Alpes, 2018.
- [23] J.-B. Droin, N. Seiler, F. Bertrand, X. Manchon, et P. Sciora, « Safety-oriented SFR core design: Methodology and application to transient bifurcations and stability maps analyses », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 187, p. 109790, juill. 2023, doi: 10.1016/j.anucene.2023.109790.
- [24] F. Bertrand *et al.*, « Simplified criteria for a comparison of the accidental behaviour of Gen IV nuclear reactors and of PWRs », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 372, 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2020.110962.
- [25] J. Sarr, « Vers une approche repensée de la conception des réacteurs rapides : quels réacteurs pour quels objectifs ? », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2023.
- [26] Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN), *Eléments de sûreté nucléaire - les réacteurs à eau sous pression*. in Collection sciences et techniques. EDP Sciences, 2020.
- [27] J.-P. Corriou, *Commande des procédés*, 3ème édition. in Génie des procédés de l'Ecole de Nancy. 2012.
- [28] C. E. Teeter, J. A. Lecky, et J. H. Martens, « Catalog of Nuclear Reactor Concepts. Part I. Homogeneous and Quasihomogeneous Reactors. Section IV. Reactors Fueled with Liquid Metals », Argonne National Laboratory, ANL-7138, janv. 1966. doi: 10.2172/4539024.
- [29] C. E. Teeter, J. A. Lecky, et J. H. Martens, « Catalog of Nuclear Reactor Concepts. Part I. Homogeneous and Quasi- Homogeneous Reactors. Section II. Reactors Fueled with Homogeneous Aqueous Solutions and Slurries », Argonne National Laboratory, ANL-6909, juill. 1964. doi: 10.2172/4007937.
- [30] C. E. Teeter, J. A. Lecky, et J. H. Martens, « Catalog of Nuclear Reactor Concepts. Part I. Homogeneous and Quasi-homogeneous Reactors. Section III. Reactors Fueled with Molten-salt Solutions », Argonne National Laboratory, ANL-7092, 1965.
- [31] M. W. Rosenthal, « An account of Oak Ridge National Laboratory's Thirteen Nuclear Reactors », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, Technical Report ORNL/TM-2009/181, août 2009.
- [32] E. S. Bettis, R. W. Schroeder, G. A. Cristy, H. W. Savage, R. G. Affel, et L. F. Hemphill, « The Aircraft Reactor Experiment - Design and Construction », *Nucl. Sci. Eng.*, vol. 2, n° 6, p. 804-825, nov. 1957.
- [33] E. S. Bettis, W. B. Cottrell, E. R. Mann, J. L. Meem, et G. D. Whitman, « The Aircraft Reactor Experiment - Operation », *Nucl. Sci. Eng.*, vol. 2, n° 6, p. 841-853, nov. 1957.
- [34] P. N. Haubenreich et J. R. Engel, « Experience with the Molten-Salt Reactor Experiment », *Nucl. Appl. Technol.*, vol. 8, n° 2, p. 118-136, févr. 1970.
- [35] E. S. Bettis et R. C. Robertson, « The design and performance features of a single-fluid molten-salt breeder reactor », *Nucl. Appl. Technol.*, vol. 8, p. 190-207, févr. 1970.

- [36] R. C. Robertson, « Conceptual design study of a single-fluid molten-salt breeder reactor », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, ORNL-4541, juin 1971. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.osti.gov/biblio/4030941>
- [37] A. Nuttin, « Potentialités du concept de réacteur à sels fondus pour une production durable d'énergie nucléaire basée sur le cycle thorium en spectre épithermique », PhD Thesis, Université Joseph Fourier - Grenoble I, 2002. Consulté le: 29 juillet 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2002GRE10182>
- [38] L. Mathieu, « Cycle thorium et réacteurs à sel fondu : exploration du champ des paramètres et des contraintes définissant le “Thorium Molten Salt Reactor” », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2005. Consulté le: 29 juillet 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2005INPG0083>
- [39] M. Allibert *et al.*, « 7 - Molten salt fast reactors », in *Handbook of Generation IV Nuclear Reactors*, I. L. Piro, Éd., in Woodhead Publishing Series in Energy. , Woodhead Publishing, 2016, p. 157-188. doi: 10.1016/B978-0-08-100149-3.00007-0.
- [40] V. Ignatiev *et al.*, « Molten salt actinide recycler and transforming system without and with Th-U support: Fuel cycle flexibility and key material properties », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 64, p. 408-420, févr. 2014.
- [41] « Chinese molten-salt reactor cleared for start up », *World Nuclear News*, 9 août 2022. Consulté le: 10 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.world-nuclear-news.org/Articles/Chinese-molten-salt-reactor-cleared-for-start-up>
- [42] V. V. Ignatiev, « Molten Salt Reactors », in *Encyclopedia of Nuclear Energy*, E. Greenspan, Éd., Oxford: Elsevier, 2021, p. 553-568. doi: 10.1016/B978-0-12-409548-9.12208-0.
- [43] D. Walter, S. Goodrich, T. Cisneros, et Z. Mausolff, « MCRE Design Description in Support of External Model Development », TerraPower, LLC., MCRE-ENG-PRSNT-0029, 2022. Consulté le: 16 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: https://www.researchgate.net/publication/369261248_MCRE_Design_Description_in_Support_of_External_Model_Development
- [44] US DOE NRC, « MSRR – Abilene Christian University Application », NRC Web. Consulté le: 21 juillet 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.nrc.gov/reactors/non-power/new-facility-licensing/msrr-acu.html>
- [45] V. Pascal, « Molten Salt Reactor Technology: Opportunities of molten salt fuel for actinides management », in *Considerations for the Back End of the Fuel Cycle of Small Modular Reactors - Proceedings of a Technical Meeting*, in IAEA TECDOC series, vol. 2040. Vienna, Austria: International Atomic Energy Agency, sept. 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://conferences.iaea.org/event/321/>
- [46] International Atomic Energy Agency, « Status of Molten Salt Reactor Technology », Vienna, Austria, STI/DOC/010/489, nov. 2023. Consulté le: 22 janvier 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.iaea.org/publications/14998/status-of-molten-salt-reactor-technology>
- [47] R. Roper *et al.*, « Molten salt for advanced energy applications: A review », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 169, p. 108924, mai 2022, doi: 10.1016/j.anucene.2021.108924.
- [48] O. Beneš et R. J. M. Konings, « Molten Salt Reactor Fuel and Coolant☆ », in *Comprehensive Nuclear Materials (Second Edition)*, R. J. M. Konings et R. E. Stoller, Éd., Oxford: Elsevier, 2020, p. 609-644. doi: 10.1016/B978-0-12-803581-8.11790-4.
- [49] B. Faure et T. Kooyman, « A comparison of actinide halides for use in molten salt reactor fuels », *Prog. Nucl. Energy*, vol. 144, p. 104082, févr. 2022, doi: 10.1016/j.pnucene.2021.104082.

- [50] O. Beneš et R. J. M. Konings, « Thermodynamic evaluation of the NaCl–MgCl₂–UCl₃–PuCl₃ system », *J. Nucl. Mater.*, vol. 375, n° 2, p. 202-208, avr. 2008, doi: 10.1016/j.jnucmat.2008.01.007.
- [51] J. W. McMurray *et al.*, « Multi-Physics Simulations for Molten Salt Reactor Evaluation: Chemistry Modeling and Database Development », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, ORNL/SPR-2018/864, juin 2018. doi: 10.2172/1492183.
- [52] B. C. Kelleher, « Purification and Chemical Control of Molten Li₂BeF₄ for a Fluoride Salt Cooled Reactor », PhD Thesis, University of Wisconsin-Madison, 2015.
- [53] E. Blandford *et al.*, « Kairos power thermal hydraulics research and development », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 364, p. 110636, août 2020, doi: 10.1016/j.nucengdes.2020.110636.
- [54] I. R. Scott, « The Stable Salt Reactor—A Radically Simpler Option for Use of Molten Salt Fuel », in *Thorium—Energy for the Future*, A. K. Nayak et B. R. Sehgal, Éd., Singapore: Springer, 2019, p. 445-453. doi: 10.1007/978-981-13-2658-5_37.
- [55] S. De Groot et L. M. Pool, « Modular core molten salt nuclear reactor », WO2020/2251556A1, 12 novembre 2020 Consulté le: 16 avril 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://register.epo.org/application?number=EP20721645>
- [56] A. Laureau, A. Bellè, M. Allibert, D. Heuer, E. Merle, et A. Pautz, « Unmoderated molten salt reactors design optimisation for power stability », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 177, p. 109265, nov. 2022, doi: 10.1016/j.anucene.2022.109265.
- [57] D. Gérardin, « Développement de méthodes d’outils numériques pour l’étude de la sûreté du réacteur à sels fondus MSFR », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2018.
- [58] T. Le Meute, « Modélisation d’un scénario d’insertion de réactivité dans un réacteur à sel fondu de génération IV », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, Grenoble, France, 2022.
- [59] A. Laureau *et al.*, « The LiCore power plant simulator of the Molten Salt Fast Reactor », *EPJ Web Conf.*, vol. 247, p. 06030, 2021.
- [60] A. Di Ronco, A. Cammi, et S. Lorenzi, « Preliminary analysis and design of the heat exchangers for the Molten Salt Fast Reactor », *Nucl. Eng. Technol.*, vol. 52, n° 1, p. 51-58, janv. 2020, doi: 10.1016/j.net.2019.07.013.
- [61] A. Di Ronco, F. Giacobbo, G. Lomonaco, S. Lorenzi, X. Wang, et A. Cammi, « Preliminary Analysis and Design of the Energy Conversion System for the Molten Salt Fast Reactor », *Sustainability*, vol. 12, n° 24, Art. n° 24, janv. 2020, doi: 10.3390/su122410497.
- [62] A. J. Mausolff, « Core Design Assessment and Safety Analysis of a Fast Spectrum Molten Chloride Salt Reactor », PhD Thesis, University of Florida, 2019.
- [63] H. Pitois, « Conception et optimisation d’un réacteur de type MSFR en sels chlorures et en cycle uranium », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2023GRALI081>
- [64] J. Krepel et K. J. Kramer, « Molten Chloride Fast Reactors (MCFRs) », in *Encyclopedia of Nuclear Energy*, E. Greenspan, Éd., Oxford, United Kingdom: Elsevier, 2021, p. 625-642. doi: 10.1016/B978-0-12-819725-7.00037-4.
- [65] J. Smith, W. E. Simmons, R. C. Asher, G. Long, A. C. McKay, et D. L. Reed, « An Assessment of a 2500 MWe Molten Chloride Salt Fast Reactor », United Kingdom Atomic Energy Authority, AEEW-R 956, 1974.
- [66] A. Mourougov et P. M. Bokov, « Potentialities of the fast spectrum molten salt reactor concept: REBUS-3700 », *Energy Convers. Manag.*, vol. 47, n° 17, p. 2761-2771, oct. 2006.
- [67] L. Mesthiviers, « Capacités de conversion des transuraniens en Réacteurs à Sels Fondus (RSF) », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2022.

- [68] E. Merle *et al.*, « Considerations on the new safety paradigm provided by liquid-fuelled reactors - Illustration on the MSFR concept », présenté à Technical Meeting on the Safety of High Temperature Gas Cooled Reactors and Molten Salt Reactors, Vienna, Austria: International Atomic Energy Agency, mai 2022. [En ligne]. Disponible sur: https://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:54005069
- [69] Latkowski Jeffery F., « TerraPower's Molten Chloride Fast Reactor (MCFR) », présenté à Merits and Viability of Different Nuclear Fuel Cycles and Technology Options and the Waste Aspects of Advanced Nuclear Reactors. The National Academies of Sciences, Engineering and Medicine, 22 février 2021.
- [70] International Atomic Energy Agency, « Advances in Small Modular Reactor Technology Developments », International Atomic Energy Agency, 2022.
- [71] A. Huke *et al.*, « 25 - Dual-fluid reactor », in *Molten Salt Reactors and Thorium Energy*, T. J. Dolan, Éd., Woodhead Publishing, 2017, p. 619-633. doi: 10.1016/B978-0-08-101126-3.00025-7.
- [72] J.-L. Alexandre, « Réacteur de fission à sels fondus et à échangeur primaire intégré, et électrogénérateur comprenant un tel réacteur », FR3119925 Consulté le: 16 avril 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://data.inpi.fr/brevets/FR3119925>
- [73] B. A. Hombourger, « Conceptual Design of a Sustainable Waste Burning Molten Salt Reactor », PhD Thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2018. doi: 10.5075/epfl-thesis-8570.
- [74] R. Gonzalez Gonzaga De Oliveira, « Improved methodology for analysis and design of Molten Salt Reactors », PhD Thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://doi.org/10.5075/epfl-thesis-8618>
- [75] M. Yamawaki *et al.*, « Developmental Status of Molten Salt Reactor », *J. At. Energy Soc. Jpn.*, vol. 63, n° 11, p. 791-796, 2021, doi: 10.3327/jaesjb.63.11_791.
- [76] H. Mochizuki, « Neutronics and thermal-hydraulics coupling analysis using the FLUENT code and the RELAP5-3D code for a molten salt fast reactor », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 368, p. 110793, nov. 2020, doi: 10.1016/j.nucengdes.2020.110793.
- [77] H. Mochizuki, « Transient behavior of a molten salt fast reactor under two-phase flow conditions with helium bubbling », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 417, p. 112825, févr. 2024, doi: 10.1016/j.nucengdes.2023.112825.
- [78] H. Mochizuki, « Study of thermal-hydraulics of a sinusoidal layered heat exchanger for MSR », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 396, p. 111900, sept. 2022, doi: 10.1016/j.nucengdes.2022.111900.
- [79] J. H. Park *et al.*, « Design Concepts and Requirements of Passive Molten Salt Fast Reactor (PMFR) », in *Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting*, Jeju, South Korea, mai 2022.
- [80] J. Lim, J. H. Park, J. Lee, W. J. Choi, Y. S. Cho, et S. J. Kim, « Feasibility Evaluation of the Passive Molten Salt Fast Reactor (PMFR) Concept: A Parametric Sensitivity Analysis of Helical Coil Heat Exchangers and Supercritical Carbon Dioxide Power Conversion Systems », in *Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting*, Jeju, South Korea, mai 2023.
- [81] Z. Mausolff, M. DeHart, et S. Goluoglu, « Design and assessment of a molten chloride fast reactor », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 379, p. 111181, août 2021.
- [82] P. M. Bokov, « Comparative Analysis of Operation and Safety of Subcritical Nuclear Systems and Innovative Critical Reactors », PhD Thesis, Université Joseph-Fourier - Grenoble I, Grenoble, France, 2005. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.hal.science/tel-00009903>
- [83] D. Wooten et J. J. Powers, « A Review of Molten Salt Reactor Kinetics Models », *Nucl. Sci. Eng.*, vol. 191, n° 3, p. 203-230, sept. 2018.

- [84] A. Laureau, « Développement de modèles neutroniques pour le couplage thermohydraulique du MSFR et le calcul de paramètres cinétiques effectifs », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2015.
- [85] S. Wang, A. Rineiski, et W. Maschek, « Molten salt related extensions of the SIMMER-III code and its application for a burner reactor », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 236, n° 14, p. 1580-1588, août 2006, doi: 10.1016/j.nucengdes.2006.04.022.
- [86] M. Aufiero, « Development of advanced simulation tools for circulating-fuel nuclear reactors », PhD Thesis, Politecnico di Milano, 2014.
- [87] N. L. Scuro, O. Beneš, et M. H. A. Piro, « Coupled Computational Fluid Dynamics and Computational Thermodynamics Simulations for Chemically Reacting Flows with Phase Transformations: A Fluoride Volatility Process Example », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 198, p. 110327, avr. 2024, doi: 10.1016/j.anucene.2023.110327.
- [88] M. Tano Retamales, « Development of multi-physical multiscale models for molten salts at high temperature and their experimental validation », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2018. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2018GREAI083>
- [89] J. Wu *et al.*, « A Review of Molten Salt Reactor Multi-Physics Coupling Models and Development Prospects », *Energies*, vol. 15, n° 21, 2022, doi: 10.3390/en15218296.
- [90] N. Habtemariam, C. Fiorina, S. Lorenzi, et A. Cammi, « On the need for multi-dimensional models for the safety analysis of (fast-spectrum) Molten Salt Reactors », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 197, p. 110237, mars 2024, doi: 10.1016/j.anucene.2023.110237.
- [91] C. Shi, M. Cheng, et G. Liu, « Development and application of a system analysis code for liquid fueled molten salt reactors based on RELAP5 code », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 305, p. 378-388, août 2016, doi: 10.1016/j.nucengdes.2016.05.034.
- [92] R. Rosselli, N. Greiner, M. Anderhuber, et T. Le Borgne de Palfray, « Development of the Molten Salt Reactor Application in French Reference System Code CATHARE3 », in *Proceedings of the International Conference on Physics of Reactors, PHYSOR 2024*, avr. 2024.
- [93] E. Cervi, S. Lorenzi, A. Cammi, et L. Luzzi, « Development of a multiphysics model for the study of fuel compressibility effects in the Molten Salt Fast Reactor », *Chem. Eng. Sci.*, vol. 193, p. 379-393, janv. 2019, doi: 10.1016/j.ces.2018.09.025.
- [94] A. Laureau, D. Heuer, E. Merle-Lucotte, P. Rubiolo, M. Allibert, et M. Aufiero, « Transient coupled calculations of the Molten Salt Fast Reactor using the Transient Fission Matrix approach », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 316, p. 112-124, mai 2017.
- [95] C. Fiorina, « The GeN-Foam Multiphysics Solver: A Status Update », in *Proceedings of PHYSOR 2022*, Pittsburgh, PA, United States of America, mai 2022. doi: 10.13182/PHYSOR22-37774.
- [96] Y. Gorsse, L. Mesthiviers, et A. Gerschenfeld, « [À paraître]TRUST-NK: A new solver for coupled and time dependent thermalhydraulics and neutron diffusion with delayed neutron precursor transport », *Nucl. Eng. Des.*, 2024.
- [97] N. Greiner, F. Madiot, Y. Gorsse, C. Patricot, et G. Campioni, « A New Calculation Strategy for Molten Salt Reactor Neutronic–Thermal–Hydraulic Analysis Implemented with APOLLO3® and TRUST/TrioCFD », *Nucl. Sci. Eng.*, vol. 197, n° 12, p. 3000-3021, déc. 2023, doi: 10.1080/00295639.2023.2197043.
- [98] F. Martin, « Modélisation avancée neutronique-thermohydraulique pour les MSR (Réacteurs à Sels Fondus) de type RNR à combustible liquide », PhD Thesis, Université Grenoble Alpes, 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.fr/2024GRALI004>
- [99] T. Sornay, T. Boisseau, A. Laureau, A. Lemarchand, E. Merle, et F. Vaiana, « Coupled Neutronics and Thermal-Hydraulics Calculations on the Molten Salt Fast Reactor: Identification and Study of Cliff Edge Effects », in *M&C 2023 - The International*

- Conference on Mathematics and Computational Methods Applied to Nuclear Science and Engineering*, Niagara Falls, Canada, août 2023. Consulté le: 27 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://hal.science/hal-04298649>
- [100] T. Boisseau *et al.*, « Deliverable D.6.2: List and description of the plant operational states with the corresponding safety margins », Euratom project 847527 « SAMOSAFER », sept. 2022.
- [101] W. H. Jr. Sides, « Control Studies of a 1000-MWe MSBR », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, ORNL-TM-2927, mai 1970.
- [102] R. Luo, C. Liu, et R. Macián-Juan, « Investigation of Control Characteristics for a Molten Salt Reactor Plant under Normal and Accident Conditions », *Energies*, vol. 14, n° 17, Art. n° 17, janv. 2021, doi: 10.3390/en14175279.
- [103] M. Zarei, « Nonlinear dynamics and control in molten salt reactors », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 332, p. 289-296, juin 2018, doi: 10.1016/j.nucengdes.2018.03.042.
- [104] Z. Dong, Z. Cheng, Y. Zhu, X. Huang, Y. Dong, et Z. Zhang, « Review on the Recent Progress in Nuclear Plant Dynamical Modeling and Control », *Energies*, vol. 16, n° 3, Art. n° 3, janv. 2023, doi: 10.3390/en16031443.
- [105] C. Tripodo, S. Lorenzi, et A. Cammi, « Definition of model-based control strategies for the Molten Salt Fast Reactor nuclear power plant », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 373, p. 111015, mars 2021, doi: 10.1016/j.nucengdes.2020.111015.
- [106] E. Merle-Lucotte *et al.*, « Physical Assessment of the Load Following and Starting Procedures for the Molten Salt Fast Reactor », in *Proceedings of ICAPP 2015*, Nice, France, mai 2015.
- [107] D. Heuer, A. Laureau, E. Merle-Lucotte, M. Allibert, et D. Gerardin, « A starting procedure for the MSFR: Approach to criticality and incident analysis », présenté à 2017 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP 2017 - A New Paradigm in Nuclear Power Safety, Proceedings, 2017.
- [108] G. Ablay, « A modeling and control approach to advanced nuclear power plants with gas turbines », *Energy Convers. Manag.*, vol. 76, p. 899-909, déc. 2013, doi: 10.1016/j.enconman.2013.08.048.
- [109] E. Martín López, L. Matteo, V. Pascal, M. Mascaron, et A. Petrilli, « Development and first application of a simplified tool for the design of a Molten Salt Reactor », présenté à 20th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-20), Washington, DC, United States of America, 2023.
- [110] T. Le Gendre, « Rapport d'alternance », Rapport de stage Ingénieur 2A, 2023.
- [111] D. Haubensack, C. Thévenot, et P. Dumaz, « The Copernic/Cyclop computer tool: pre-conceptual design of generation 4 nuclear systems », in *Proceedings of the 2nd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology (HTR 2004)*, Beijing, China, 2004, p. Paper C10.
- [112] M. Mascaron, T. Le Meute, J. Martinet, V. Pascal, F. Bertrand, et E. Merle, « Study of the ARAMIS molten salt reactor behavior during unprotected transients », in *ICAPP 2023 / 38th KAP Conference e-Proceedings*, Gyeongju, South Korea, avr. 2023, p. 2023200.
- [113] J. Floyd *et al.*, « A numerical investigation of the sCO₂ recompression cycle off-design behaviour, coupled to a sodium cooled fast reactor, for seasonal variation in the heat sink temperature », *Nucl. Eng. Des.*, vol. 260, p. 78-92, juill. 2013, doi: 10.1016/j.nucengdes.2013.03.024.
- [114] J.-M. Delhayé, *Thermohydraulique des réacteurs*, Edition révisée. in Génie Atomique. EDP Sciences, 2013.

- [115] C. F. Colebrook, « Turbulent flow in pipes, with particular reference to the transition region between the smooth and rough pipe laws », *J. Inst. Civ. Eng.*, vol. 11, n° 4, p. 133-156, févr. 1939, doi: 10.1680/ijoti.1939.13150.
- [116] M. Brovchenko, « Etudes préliminaires de sûreté du réacteur à sels fondus MSFR », PhD Thesis, Université de Grenoble, 2013.
- [117] C. Razaire, « Study of the free dynamic of a molten salt reactor with CATHARE3 – Application to the reactor ARAMIS », Master Thesis, Grenoble INP - UGA, 2024.
- [118] G. Mauger, N. Tauveron, F. Bentivoglio, et A. Ruby, « On the dynamic modeling of Brayton cycle power conversion systems with the CATHARE-3 code », *Energy*, vol. 168, p. 1002-1016, 2019, doi: 10.1016/j.energy.2018.11.063.
- [119] E. de Rocquigny, N. Devictor, et S. Tarantola, *Uncertainty in Industrial Practice: A Guide to Quantitative Uncertainty Management*. John Wiley & Sons, 2008.
- [120] A. Gretton, O. Bousquet, A. Smola, et B. Schölkopf, « Measuring Statistical Dependence with Hilbert-Schmidt Norms », in *Algorithmic Learning Theory*, vol. 3734, S. Jain, H. U. Simon, et E. Tomita, Éd., in Lecture Notes in Computer Science, vol. 3734., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2005, p. 63-77. doi: 10.1007/11564089_7.
- [121] B. Iooss et A. Marrel, « Advanced Methodology for Uncertainty Propagation in Computer Experiments with Large Number of Inputs », *Nucl. Technol.*, vol. 205, n° 12, p. 1588-1606, déc. 2019, doi: 10.1080/00295450.2019.1573617.
- [122] J.-B. Blanchard, G. Damblin, J.-M. Martinez, G. Arnaud, et F. Gaudier, « The Uranie platform: an open-source software for optimisation, meta-modelling and uncertainty analysis », *EPJ Nucl. Sci. Technol.*, vol. 5, p. 4, 2019.
- [123] S. Da Veiga, « Global sensitivity analysis with dependence measures », *J. Stat. Comput. Simul.*, vol. 85, n° 7, p. 1283-1305, mai 2015, doi: 10.1080/00949655.2014.945932.
- [124] M. De Lozzo et A. Marrel, « New improvements in the use of dependence measures for sensitivity analysis and screening », *J. Stat. Comput. Simul.*, vol. 86, n° 15, p. 3038-3058, oct. 2016, doi: 10.1080/00949655.2016.1149854.
- [125] V. Gnielinski, « On heat transfer in tubes », *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 63, p. 134-140, 2013, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.04.015>.
- [126] R. C. Robertson, « MSRE design and operations report. Part I: Description of reactor design », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, ORNL-TM-728, janv. 1965. doi: 10.2172/4654707.
- [127] GE&C Division Design Analysis Section, « Design study of a heat-exchange system for one MSBR concept », Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN, United States of America, ORNL-TM-1545, sept. 1967.
- [128] « TM11 – Perte de pression et transfert de chaleur dans les échangeurs à plaques en simple phase », Groupement pour la Recherche sur les Echangeur Thermiques (GRETh), juin 1999.
- [129] A. Santamarina et al., « JEFF Report 22: The JEFF-3.1.1 nuclear data library », Nuclear Energy Agency, 2009.
- [130] I. E. Idel'chik, *Handbook of hydraulic resistance*. Moscow, Russia, 1960.
- [131] M. Mascaron, J. Martinet, V. Pascal, E. Merle, et F. Bertrand, « An approach to Molten Salt Reactor operation and control and its application to the ARAMIS actinide burner », *Ann. Nucl. Energy*, vol. 210, p. 110888, janv. 2025, doi: 10.1016/j.anucene.2024.110888.
- [132] A. Rineiski, V. Sinitza, W. Maschek, et S. Wang, « Kinetics and cross-section developments for analyses of reactor transmutation concepts with SIMMER », présenté à M&C 2005: International topical meeting on mathematics and computation,

- supercomputing, reactor physics and nuclear and biological applications, Avignon, France, sept. 2005. Consulté le: 24 septembre 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.osti.gov/etdeweb/biblio/21216231>
- [133] P. R. Kasten, « Dynamics of the Homogeneous Reactor Test », Oak Ridge National Laboratory, Technical Report ORNL-2072, juin 1956. doi: 10.2172/4335651.
- [134] P. N. Haubenreich, « Prediction of effective yields of delayed neutrons in MSRE », Oak Ridge National Laboratory, ORNL-TM-380, oct. 1962. [En ligne]. Disponible sur: <https://doi.org/10.2172/4754943>
- [135] D. Lecarpentier, « Contribution aux travaux sur la transmutation des déchets nucléaires, voie des réacteurs à sel fondu : Le concept AMSTER, aspects physiques et sûreté », PhD Thesis, Conservatoire National des Arts et Métiers, 2001.
- [136] « Molten-Salt Reactor Program semiannual progress report for period ending August 31, 1965 », Oak Ridge National Laboratory, ORNL-3872, déc. 1965. doi: 10.2172/4591992.
- [137] B. E. Prince, « Period measurements on the Molten Salt Reactor Experiment during fuel circulation: Theory and experiment », Oak Ridge National Laboratory, ORNL-TM-1626, 1966. doi: 10.2172/4472886.

Résumé

Les réacteurs à sels fondus (RSF) sont des réacteurs nucléaires de Génération IV mettant en œuvre au moins un sel liquide à haute température. Dans ces travaux, on entend par RSF un réacteur où le combustible nucléaire est dissous dans un sel et joue également le rôle du caloporteur. Ce combustible liquide présente des spécificités, et des potentiels atouts par rapport à un réacteur à combustible solide, qui nécessitent d'adapter aux RSF les approches classiques de conception, sûreté, de modélisation, de pilotage (temps court, moins d'un jour) et de gestion des matières sous évolution isotopique (temps long). Une méthodologie de pré-conception et de définition du pilotage d'un RSF est alors proposée dans cette thèse.

La méthodologie est ensuite appliquée à un réacteur à sel chlorure incinérateur d'actinides, ARAMIS-P. Le pré-dimensionnement thermohydraulique du RSF sélectionné est discuté et poursuivi, avec les codes ATOS et CYCLOP, jusqu'au système de conversion d'énergie. Un cycle de Brayton au diazote avec un rendement thermodynamique de 42% est obtenu.

Deux stratégies de pilotage du réacteur sont définies pour l'état du réacteur en production, à l'aide du modèle R2P2 élaboré durant ces travaux : SP1 et SP2. Elles ont pour objectif de limiter les variations de température du réacteur ARAMIS-P durant les transitoires de suivi de charge. Les commandes du réacteur sont la réactivité externe, le débit de sel intermédiaire, et les conditions aux limites de diazote aux bornes de l'échangeur avec le circuit intermédiaire. Pour la SP2, le débit de sel combustible est également une commande, qui permet de limiter davantage les variations de température de cette stratégie de pilotage, en cohérence avec un objectif de suivi de charge à une rampe de 20 %Pn/min.

Un modèle couplant thermohydraulique à l'échelle système et cinétique point pour la neutronique, MOSAICS, est ensuite adapté et utilisé pour évaluer le comportement dynamique du réacteur ARAMIS-P lors de transitoires de fonctionnement normal et accidentel. Les stratégies de pilotage proposées permettent effectivement de respecter les consignes lors du suivi de charge, notamment grâce à l'utilisation de régulations.

Enfin, le comportement accidentel du réacteur considéré est évalué avec le modèle MOSAICS. Les accidents mettent en évidence le rôle des contre-réactions et des temps caractéristiques du réacteur. Des accidents conduisant au gel du sel combustible ou intermédiaire sont identifiés et des actions de protection ou de retour à la conception sont discutées en vue d'améliorer l'issue du transitoire. Un retour à la conception évoqué à plusieurs reprises consiste à augmenter la température froide du sel intermédiaire. Plus généralement, la mise en œuvre d'analyses de sensibilité globale avec l'outil URANIE a permis d'identifier des corrélations prometteuses pour caractériser des situations accidentelles avec peu de paramètres de conception et de pilotage.

En perspective de ces travaux, il est proposé de poursuivre l'application de la méthodologie de pré-conception, à travers l'étude d'autres accidents et d'autres situations de fonctionnement normal. La méthodologie pourrait aussi être étendue au pré-dimensionnement d'actionneurs (système de contrôle de la réactivité, vannes, échangeurs pour évacuer la puissance résiduelle par exemple) permettant de mettre en œuvre les commandes prévues par la stratégie de pilotage du RSF.