



**HAL**  
open science

# Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na

Jean-Baptiste Droin

► **To cite this version:**

Jean-Baptiste Droin. Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na. Génie civil nucléaire. Université Grenoble Alpes, 2016. Français. NNT : 2016GREAI044 . tel-01533634

**HAL Id: tel-01533634**

**<https://theses.hal.science/tel-01533634>**

Submitted on 6 Jun 2017

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

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

## THÈSE

Pour obtenir le grade de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES**

Spécialité : MEP

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

**Jean-Baptiste DROIN**

Thèse dirigée par **Elsa MERLE-LUCOTTE**

et encadrée par **Nathalie MARIE**

**Frédéric BERTRAND**

Thèse préparée au sein du **Laboratoire d'Etudes et de Modélisations  
des Systèmes**

**(CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LEMS)**

et de l' **École Doctorale I-MEP2**

## **Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na**

Thèse soutenue publiquement le **26 Septembre 2016**,  
devant le jury composé de :

**M. Florian FICHOT**

Expert, IRSN, Rapporteur

**M. Marc MEDALE**

Professeur, CNRS, Rapporteur

**M. Bernard CARLUEC**

Expert international, AREVA, Examineur

**M. Michel GRADECK**

Professeur, Université de Lorraine, Président du jury

**M. Michel LANCE**

Professeur, Ecole Centrale de Lyon, Examineur

**M. Jean-Marie LE CORRE**

Ingénieur-chercheur, Westinghouse, Examineur

**M. Frédéric BERTRAND**

Ingénieur-chercheur, CEA, Encadrant

**Mme Nathalie MARIE**

Ingénieur-chercheur, CEA, Encadrante

**Mme Elsa MERLE-LUCOTTE**

Professeur, Grenoble INP, Directrice de thèse

**M. Jean-Marie SEILER**

Directeur de recherche, Encadrant





# Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Elsa, qui a accepté de diriger ces travaux de thèse, et avec qui il a été très agréable de réunir et d'échanger tout au long de ces trois ans. Merci notamment pour ton aide lorsque le moment fatidique arrive, c'est-à-dire lorsque LATEX n'arrive plus à compiler la thèse alors qu'il ne reste que quelques heures pour déposer le manuscrit en ligne... Et plus sérieusement, merci pour ton attitude et tes retours toujours très positifs, du début à la fin, que j'ai beaucoup appréciés.

Merci à Nathalie et Frédéric, que je cite ici dans leur rôle d'encadrants. Je pense que vous l'avez déjà compris, j'ai appris infiniment à vos côtés, tant en technique qu'en diplomatie d'ailleurs (les deux sont importants croyez-moi). J'ai toujours apprécié travailler avec vous, et j'espère bien qu'on pourra continuer à le faire (c'est bien parti pour). Merci à Frédéric (dans son rôle de chef de labo) et Manuel de m'avoir accueilli dans leurs laboratoires et à Jean-Michel de m'avoir accueilli au sein du SESI. Je m'y suis beaucoup plu. Preuve en est... Je reste <sup>1</sup>.

En ce qui concerne l'encadrement toujours, merci à Jean-Marie pour ton soutien technique primordial, sans lequel on en serait loin d'être là, et pour ta rigueur implacable que j'essaierai d'égaliser un jour.

Merci aux rapporteurs de la thèse, Marc Médale et Florian Fichot, pour avoir accepté d'évaluer mon travail et pour la pertinence de leurs remarques. Et merci à tous les examinateurs et membres du jury pour leur relecture attentive du manuscrit.

Merci à tous les membres du SESI bien sûr pour la très bonne ambiance. Je pense notamment à tous les joueurs des INSEISSABLES pour les partages de ballons et de bières, et ce quel que soit le goal-average à la fin des matches. Merci à tous les thésards, stagiaires et autres énergumènes que j'ai côtoyés, et qui ont fait passer ces trois ans très vite. En particulier Jérémy au début, Xavier et Kévin H. ensuite. Merci aussi à Arnaud, car j'ai beaucoup apprécié travailler avec toi pendant six mois, et j'espère que c'était réciproque.

Il paraît qu'il existe un monde en dehors du SESI. Merci à Claire, Céline, Clément, Tim, David, Nans et aux autres thésards du SPRC de me l'avoir souvent rappelé avec beaucoup de bonne humeur. Merci également à Pierre que j'ai souvent embêté pour des questions de neutronique, qui m'a toujours répondu avec le sourire, et qui doit désormais hésiter de répondre à chaque appel en provenance du poste 4333.

Merci à Amandine avec qui ce fut un réel plaisir de partager le bureau, et qui a accepté mon sens du rangement chaotique et mon entretien douteux des plantes vertes. J'espère pour toi (et pour les hibiscus) que le prochain fera mieux. Nathalie et Frédéric aussi bien sûr, que je cite en tant qu'amis cette fois ! Je ne vais pas citer tous les bons moments, ça embêterait le lecteur, mais j'ai adoré la semaine à Chicago et j'espère qu'on pourra remettre ça. Maintenant, je dis à tout le monde pourquoi il faut se garer en marche avant, et j'hésite à chaque fois que je veux mettre un point d'exclamation dans mes messages. Bref, avec vous, j'ai gagné sur tous les terrains : en connaissances techniques, en psychologie des rapports humains (si si), mais j'ai surtout rencontré des types bien. Que demande le peuple ?

Tant que je suis dans les amis, merci à ceux d'ici (tout particulièrement Manon, Marina, Alexandre, Boris et Romain), à ceux des afterworks au Shannon, et à ceux qui sont plus loin et que j'ai toujours plaisir à revoir à Grenoble, à Paris, à Lyon et bien sûr à Sainté, la seule vraie

---

1. *cf.* fin de Questions pour un champion.



## Remerciements

---

capitale. L'une d'entre eux voulait que je cite une locution latine, plus précisément *Pauca meae*, qui n'a rien à voir avec quoi que ce soit dans cette thèse, mais qui en jette. Voilà, c'est fait. J'aime bien aussi *Ad astra per aspera*, qui va mieux pour une thèse mais qui fait trop péteux pour être mis en épigraphe, donc je profite des remerciements pour la caser.

J'adresse aussi un merci plus large à tous ceux qui se sont déplacés de loin pour venir assister à la soutenance (notamment toute la famille, de ma soeur Clémence à mes grand-mères et grands oncles/tantes bien sûr, mais aussi Jérémy, Kevin P., Simon, ça fait franchement plaisir), et à ceux qui n'ont pas pu venir mais qui m'ont soutenu moralement depuis des fuseaux horaires bien éloignés (mes frères Guillaume et Simon).

Une dernière pensée aussi pour ma petite 106 verte qui vient de me lâcher pendant l'écriture de ces remerciements, comme s'il fallait tout de même ajouter une composante tragique à la fin de l'acte alors que tout s'est super bien passé.

Enfin et pour finir, merci pour le soutien indéfectible de l'entourage proche, en particulier de mes parents et de ma famille qui m'ont soutenu et qui m'ont permis d'en arriver là. Mille et un mercis à Yasmina. Mille pour m'avoir supporté (dans les deux sens du mot) pendant les six derniers mois de la thèse (entre autres) en jouant son rôle d'exhausteur de vie à merveille, et un pour avoir trouvé le joli petit nom de MACARENa.

# Résumé

## Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na

Afin d'évaluer la sûreté d'ASTRID (Réacteur à Neutrons Rapide refroidi au sodium), les transitoires accidentels sont actuellement étudiés avec des codes de calculs déterministes coûteux en temps de calcul, comme SIMMER-III ou SAS-SFR. En complément de ces études, le CEA a entrepris le développement d'outils de calculs analytiques simulant les différents phénomènes physiques régissant ces transitoires. Ces outils permettent, compte-tenu de leur robustesse et des faibles temps de calculs, de prendre en compte par une approche probabiliste les incertitudes et d'analyser de manière statistique les résultats. Ce traitement s'avère en effet indispensable afin de tenir compte des incertitudes physiques et de la variabilité des scénarios de déroulement du transitoire accidentel. *In fine*, les études réalisées avec ce type d'outils, couplant une modélisation analytique de la physique à un traitement statistique des résultats, fourniront des informations quantitatives sur les marges de sûreté, vis-à-vis de critères donnés.

Le développement et la validation de l'outil dédié aux transitoires de perte de débit primaire non protégés (ULOF - Unprotected Loss Of Flow), résultant du déclenchement des pompes primaires sans reprise de secours ni chute des barres de contrôle, fait l'objet de cette thèse. Cet outil a été nommé MACARENa (Modélisation de l'ACcident d'Arrêt des pompes d'un Réacteur refroidi au sodium). Au cours de cette thèse, seule la phase primaire de l'accident a été traitée.

Le début de cette phase, enclenchée par la réduction du débit primaire, est gouverné par le couplage entre la thermohydraulique et les contre-réactions neutroniques. Le code MACARENa simule, selon les conditions initiales, l'établissement de la convection naturelle monophasique ou la stabilisation de l'ébullition dans la partie haute du cœur. Si l'écoulement est instable, l'excursion de débit conduisant à l'assèchement des aiguilles puis à leur dégradation est aussi modélisée. A la suite d'un tel transitoire, l'outil calcule la fusion et la relocalisation des gaines et du combustible ainsi que l'entraînement d'acier liquide par les vapeurs de sodium et le possible bouchage de l'assemblage par des matériaux resolidifiés, avant de suivre l'évolution de bains fondus qui conduisent à la rupture des tubes hexagonaux. Les mouvements de matériaux induisent aussi des effets neutroniques complexes qui sont traités dans la modélisation.

Les modélisations effectuées pour construire l'outil MACARENa ont été validées sur des expériences à effets séparés (GR19, SCARABEE) et des résultats issus de code déterministes (CATHARE2, SIMMER-III). Des études paramétriques ont été menées sur deux variables d'intérêt (cycle d'irradiation et prise en compte de certaines contre-réactions neutroniques). Elles ont souligné l'impact important de ces variables sur le déroulement du transitoire et sur l'état dégradé du cœur finalement obtenu. Enfin, des études de propagation d'incertitudes et d'analyses de sensibilité ont été réalisées avec cet outil sur la base de 2000 simulations et 26 paramètres incertains, illustrant son intérêt vis-à-vis de la démonstration de sûreté. La variabilité du transitoire a ainsi été soulignée et quantifiée : la dégradation du cœur est intervenue dans seulement 25 % des cas. Les paramètres incertains les plus influents ont aussi été identifiés, facilitant l'orientation des futures études de conception et de sûreté du réacteur.



# Abstract

## Modelling of an Unprotected Loss Of Flow transient in a Sodium-cooled Fast Reactor

Within the framework of the Generation IV Sodium-cooled Fast Reactor (SFR) R&D program of CEA (French Commissariat à l’Energie Atomique et aux Energies Alternatives), safety in case of severe accidents is assessed.

Such transients are usually simulated with mechanistic codes (such as SAS-SFR and SIMMER III). As a complement to these codes, which give reference accidental transient calculations, a new physico- statistical approach is currently followed by the CEA ; its final objective being to derive the variability of the main results of interest for safety. This approach involves a fast-running description of extended accident sequences coupling physical models for the main phenomena to advanced statistical analysis techniques. It enables to perform a large number of simulations in a reasonable computational time and to describe all the possible bifurcations of the accident transient.

In this context, this PhD work presents the physical tool (models and results assessment) dedicated to the initiation and primary phases of an Unprotected Loss Of Flow accident (i.e. until the end of sub-assemblies degradation and before large molten pools formation). The accident phenomenology during these phases is described and illustrated by numerous experimental evidences. It is underlined that the features of the new heterogeneous core concept (called CFV of the French ASTRID prototype) leads to different kinds of ULOF transients than those occurring in the previous past homogeneous cores (SuperPhenix, Phenix...). Indeed, its negative void effect drops the nuclear power when sodium heats-up and possibly boils. This enables three types of ULOF transients characterized by various core final states ; the first two types leading to final coolable core states in natural circulation flow (the first one in single phase, the second one in stabilized two-phase flow) whereas the core undergoes a flow excursion followed by sub-assemblies degradation in the last type. In this study, a particular attention is paid to stabilize boiling occurrence which leads to minimize severe accident consequences.

The phenomena occurring during the various ULOF transients are modelled in accordance to the level of details required to catch all the possible bifurcations of the transient. The tool coupled different (2D, 1D and 0D) models of thermics, thermo-hydraulics, core degradation (material melting and motions) and neutronics. The assumptions associated to these models are highlighted, discussed and validated. The physical tool capability of simulating the various realistic ULOF transients (without boiling, with stabilized boiling or flow excursion after boiling) is demonstrated by comparisons to experimental results (GR19, SCARABEE experiments) and to mechanistic simulations (CATHARE2 and SIMMER III).

Parametric studies are then carried out on two variables : the fuel burn-up and the model of neutronic feedbacks. They underline the important influence of these parameters on the transient and the final core state. Finally, a preliminary sensitivity analysis (2000 simulations) is performed on 26 uncertain parameters (linked to initial core configuration, accident features, model uncertainties and radial nodalization). The variability of the final core state is underlined and quantified ; only around 25% of cases lead to core degradation. The main influent parameters on transient phenomena are also identified, enabling to prioritize core design and safety studies.

## **Abstract**

---

In the future, this tool will be used for safety-informed design and stability analyses of fast reactor systems, allowing to emphasize the main dominant phenomena and trends of significance for safety assessment.

# Table des matières

<b>Table des figures</b>	<b>x</b>
<b>Table des tableaux</b>	<b>xvii</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>1 Contexte général</b>	<b>3</b>
1.1 Le projet ASTRID . . . . .	3
1.2 Démarche générale de sûreté et accidents graves . . . . .	11
1.3 Présentation de l’outil MACARENa dédié à l’étude de l’ULOF . . . . .	19
<b>2 Modélisation de la phase d’initiation</b>	<b>29</b>
2.1 Éléments généraux sur le déroulement de la phase d’initiation . . . . .	30
2.2 Présentation des modèles de thermique et d’hydraulique . . . . .	33
2.3 Présentation des modèles de calcul de l’évolution de la puissance du cœur . . . . .	51
2.4 Validation des modèles de thermohydraulique . . . . .	66
2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d’un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2 . . . . .	81
<b>3 Modélisation de la phase primaire</b>	<b>91</b>
3.1 Éléments généraux sur le déroulement de la phase primaire . . . . .	91
3.2 Présentation des modèles de dégradation . . . . .	100
3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences . . . . .	126
<b>4 Application à l’étude de l’ULOF dans le cœur CFV</b>	<b>145</b>
4.1 Etude d’un transitoire ULOF-PP de référence . . . . .	146
4.2 Etude paramétrique du transitoire ULOF-PP . . . . .	164
4.3 Etude physico-statistique du transitoire ULOF-MdTG . . . . .	171
<b>5 Conclusions et perspectives</b>	<b>193</b>
5.1 Conclusion . . . . .	193
5.2 Perspectives de travail . . . . .	197
<b>Annexes</b>	<b>199</b>
<b>A Conditions de stabilité statique d’un écoulement</b>	<b>199</b>
A.1 Définitions . . . . .	199
A.2 Conditions de stabilité statique de l’écoulement selon le critère de Ledinegg . . . . .	201
A.3 Excursion de débit . . . . .	202
A.4 Phénomène de choucage . . . . .	203
<b>B Définition des grandeurs relatives à la modélisation d’un écoulement diphasique</b>	<b>205</b>
<b>C Description des instabilités de Rayleigh-Bénard</b>	<b>207</b>

## Table des matières

---

<b>D Etude de la convergence des paramètres numériques</b>	<b>209</b>
D.1 Convergence des calculs en fonction de la hauteur des mailles axiales . . . . .	209
D.2 Convergence des calculs en fonction du pas de temps . . . . .	210
<b>Bibliographie</b>	<b>213</b>
<b>Table des sigles et abréviations</b>	<b>223</b>
<b>Nomenclature</b>	<b>225</b>

# Table des figures

1.1	Evolution temporelle de la radiotoxicité des déchets nucléaires [1] (PF = Produits de Fissions ; AM = Actinides Mineurs) . . . . .	6
1.2	Schéma de principe de fonctionnement d'un RNR-Na (concept intégré) [8] . . . . .	8
1.3	Représentation schématique du circuit primaire d'ASTRID . . . . .	9
1.4	Schéma de principe du cœur CFV du réacteur ASTRID [8] (coupe radiale) . . . . .	10
1.5	Représentation d'un assemblage du cœur interne et d'un assemblage du cœur externe (concept de cœur CFV) [6]. Voir la Table des sigles et abréviations pour la définition des acronymes . . . . .	12
1.6	Caractéristiques d'un assemblage du cœur d'ASTRID et des pastilles fissiles et fertiles qui composent chacune de ses 217 aiguilles (en <i>mm</i> ) [6] . . . . .	13
1.7	Diagramme de Farmer pour le réacteur ASTRID. Classification du risque nucléaire en conditions de fonctionnement et en situations hautement hypothétiques [10] . . . . .	13
1.8	Différentes phases d'un accident se produisant dans un RNR-Na . . . . .	15
1.9	Structure du code SIMMER [15] . . . . .	17
1.10	Représentation de l'approche suivie par le CEA pour les études de sûreté, couplant études déterministes et statistiques . . . . .	18
1.11	Famille d'outils physico-statistiques développés au CEA depuis 2011 [22] . . . . .	20
1.12	Schéma d'un cœur homogène (type SuperPhénix) [24] . . . . .	21
1.13	Déroulement général d'un ULOF dans un cœur homogène (type SuperPhénix) . . . . .	22
1.14	Déroulement général d'un ULOF dans un cœur de type CFV . . . . .	24
1.15	Arbre d'évènements de la phase d'initiation et de la phase primaire d'un ULOF se produisant dans un cœur CFV jusqu'à la fin de la phase primaire (issu de [25]) . . . . .	24
1.16	Discrétisation 2D (axiale et radiale) de l'assemblage pour le calcul de l'écoulement de sodium, des évolutions en température et des changements de phase des différents matériaux (sodium, acier et combustible) . . . . .	26
2.1	Décroissance de débit (gauche) et de puissance (droite) calculées avec CATHARE2 pour un début de transitoire de perte de débit non protégé caractérisé par un temps de demi-débit primaire de 12 s (pour un cœur de type CFV-V3 en fin de cycle) [29] . . . . .	31
2.2	Évolution temporelle du rapport (Puissance totale du cœur / Débit total entrant dans le cœur) calculée avec CATHARE2 pour un début de transitoire de perte de débit non protégé caractérisé par un temps de demi-débit primaire de 12 s (pour un cœur de type CFV-V3 en fin de cycle) [29] . . . . .	31
2.3	Evolution temporelle de la puissance lors d'un début de transitoire ULOF simulé avec le logiciel SIMMER-III (cœur CFV en début de vie, temps de demi-débit de 9 s) [28] . . . . .	32
2.4	Représentation schématique d'un assemblage représentatif au sein du circuit primaire du réacteur . . . . .	35
2.5	Synthèse des transferts thermiques (et de la résistance thermique qui leur est associée) considérés dans le modèle pour les différents composants de l'assemblage représentatif . . . . .	41
2.6	Distribution axiale de température dans le sodium calculée par CATHARE2 [29] (résultat pour la dérivation la plus chaude du coeur CFV-V3 en fin de cycle et en régime nominal ; cf. figure 1.5 pour le schéma d'un assemblage) . . . . .	42



## Table des figures

---

2.7	Schématisation de l'influence des deux types de déséquilibres thermiques sur la progression du front d'ébullition dans le faisceau d'aiguilles . . . . .	49
2.8	Mise en évidence schématique du phénomène de surchauffe dans la phase liquide lors de l'ébullition du sodium dans un faisceau d'aiguilles . . . . .	50
2.9	Schéma de calcul de l'évolution de la puissance nucléaire dans le cœur dans MACARENa . . . . .	52
2.10	Mise en évidence de la non-linéarité de l'insertion de réactivité dans le plénum en fonction de la densité moyenne du sodium. Calculs successifs réalisés avec le code de calcul neutronique ERANOS sur le cœur CFV-V3 [60] . . . . .	57
2.11	Représentation schématisée de l'effet CCB [56] . . . . .	59
2.12	Schématisation du déversoir et de la zone de restitution du débit dans le réacteur ASTRID . . . . .	61
2.13	Champ de température dans la zone de restitution de débit du réacteur ASTRID (simulation réalisée avec l'outil STAR-CD). Mise en évidence du phénomène de stratification thermique [62] . . . . .	62
2.14	Apport en réactivité (normalisée par rapport à l'insertion d'anti-réactivité maximale des barres des contrôle) lié à l'insertion d'absorbants dans le cœur par dilata-tions différentielles. Calculs successifs réalisés avec le code de calcul neutronique ERANOS sur le cœur CFV-V3 en fin de cycle [6] . . . . .	63
2.15	Schématisation de la modélisation du circuit primaire dans MACARENa . . . . .	64
2.16	Schématisation des deux volumes considérés pour la modélisation du collecteur chaud dans MACARENa . . . . .	64
2.17	Influence de l'inertie thermique du collecteur chaud dans les simulations réalisées avec couplage d'un code de thermohydraulique système (CATHARE2) et CFD (TrioCFD) en situation d'ULOF-MdTG [63] . . . . .	65
2.18	Modélisation de l'échangeur intermédiaire entre le circuit primaire ( <i>CC</i> : collecteur chaud) et le circuit secondaire ( <i>II</i> ) . . . . .	65
2.19	Schéma d'ensemble des sections d'essai GR19-I (gauche) et GR19-BP (droite) [72] (cotes en <i>mm</i> ) . . . . .	70
2.20	Schéma de principe de l'installation CFNa . . . . .	71
2.21	Caractéristiques internes des essais GR19-BP à $3\text{ kW/aig}$ (gauche) et $5\text{ kW/aig}$ (droite). Résultats expérimentaux [72], simulations MACARENa et simulations CATHARE2 [67] . . . . .	72
2.22	Caractéristiques internes des essais GR19-I pour plusieurs niveaux de puissance. Résultats expérimentaux (haut) [72], et résultats des simulations MACARENa (bas) . . . . .	73
2.23	Schématisation du protocole expérimental lié au déclenchement de l'excursion de débit dans les essais GR19-I à $8\text{ kW/aig}$ et à $5\text{ kW/aig}$ . . . . .	75
2.24	Excursions de débit observées dans les essais GR19-I à $8\text{ kW/aig}$ (gauche) et $5\text{ kW/aig}$ (droite) et simulations MACARENa associées . . . . .	76
2.25	Evolutions temporelles de débit obtenues dans les simulations MACARENa de l'essai de perte de débit GR19-I à $3\text{ kW/aig}$ , avec ou sans prise en compte des pertes thermiques . . . . .	78
2.26	Evolution temporelle des fronts d'ébullition et de renoyage dans la simulation MACARENa de l'essai de perte de débit GR19-I à $3\text{ kW/aig}$ sans prise en compte des pertes thermiques . . . . .	79

2.27	Evolutions du débit d'entrée durant l'essai de perte de débit THORS-213A [74] (haut) et dans la simulation MACARENa d'une perte de débit dans la section d'essai GR19-I à $3.5\text{ kW/aig}$ , sans prise en compte des pertes thermiques (bas) . . .	80
2.28	Distributions axiales de pression (gauche) et de température (droite) dans le sodium de la dérivation la plus chaude du cœur obtenues en régime permanent avec CATHARE2 et MACARENa . . . . .	83
2.29	Evolutions temporelles de la perte de charge dans le cœur (gauche) et du débit total dans le cœur(droite) lors du transitoire ULOF simulé par CATHARE2 et MACARENa . . . . .	84
2.30	Evolutions temporelles des contre-réactions neutroniques (gauche) et de la puissance totale du cœur (droite) lors du transitoire ULOF simulé par CATHARE2 et MACARENa . . . . .	85
2.31	Evolutions temporelles des températures dans le sodium en sortie de la dérivation la plus chaude (à gauche) et dans les collecteurs chaud et froid (à droite) lors du transitoire ULOF simulé avec CATHARE2 et MACARENa . . . . .	87
2.32	Evolution temporelle de l'insertion des barres d'absorbant dans le cœur lors du transitoire ULOF simulé avec CATHARE2 et MACARENa . . . . .	88
3.1	Evolution de la température de l'acier de gaine au cours d'un transitoire caractéristique de perte de débit (essai de perte de débit SCARABEE-APL3, résultat pour le thermocouple situé dans une aiguille périphérique à la cote axiale $+210\text{mm}$ par rapport au plan fissile médian [82]) . . . . .	93
3.2	Synthèse des déplacements d'acier fondu dans un assemblage lors d'un transitoire caractéristique de relocalisation de gaines . . . . .	96
3.3	Synthèse des déplacements de combustible liquide et de la formation de bains fondus caractéristiques de la relocalisation du combustible - Figure s'inscrivant dans la suite de la figure 3.2 . . . . .	99
3.4	Macrophotographie d'une coupe radiale de demi-section d'essai issue de l'expérience GR19-BP [90] . . . . .	100
3.5	Représentation schématique de l'entraînement du liquide ou de sa coulée gravitaire selon la vitesse du gaz . . . . .	104
3.6	Evolution schématique d'une relocalisation des gaines "en escalier" (représentatif à l'échelle d'une aiguille) . . . . .	106
3.7	Schématisation de la relocalisation d'acier liquide dans MACARENa pour un début de transitoire de relocalisation de gaines, c'est-à-dire avant que le bouchon supérieur ne soit suffisamment important pour empêcher l'entraînement d'acier liquide vers le haut de l'assemblage . . . . .	108
3.8	Evolution temporelle de la porosité du bouchon supérieur suite à la fusion/relocalisation des gaines . . . . .	110
3.9	Synthèse des différents types de bains fondus susceptibles d'apparaître dans l'assemblage à la fin d'un transitoire de dégradation (cas supposant la non-rupture du TH et une stratification parfaite des bains) . . . . .	113
3.10	Phénoménologie de convection naturelle observée dans les essais SEBULON [120] et BAFOND [121] (droite) et profils radiaux de vitesse et de température dans le liquide associés à ce régime de convection (gauche) [120] . . . . .	117

## Table des figures

---

3.11	Distribution axiale des températures en bain fondu tirée des essais BAFOND réalisés en géométrie cylindrique [121] (à gauche) et distribution axiale des coefficients d'échange convectif sur la paroi latérale d'un bain fondu tirée des essais SEBULON réalisés en géométrie rectangulaire [120] (à droite) . . . . .	118
3.12	Synthèse des transferts thermiques considérés dans MACARENa pour le calcul 0D de la température des bains fondus . . . . .	121
3.13	Schématisation de l'évolution des surfaces d'échange lors de la fusion des pastilles fissiles (et gaines associées) effondrées dans le bain inférieur . . . . .	125
3.14	Expérience SCARABEE-APL3 : coupe radiale schématique de la section d'essai au niveau du faisceau d'aiguilles (gauche) et coupe axiale d'une des 37 aiguilles de l'assemblage (droite) . . . . .	127
3.15	Distributions axiales de température dans le sodium à $t = 0 s$ dans l'expérience (description des canaux sur la figure 3.14) et la simulation MACARENa . . . . .	128
3.16	Distributions axiales de température dans la gaine à $t = 0 s$ dans l'expérience (description des canaux sur la figure 3.14) et la simulation MACARENa . . . . .	129
3.17	Evolution temporelle du débit dans l'assemblage dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans sa simulation avec MACARENa . . . . .	130
3.18	Evolution temporelle de la température du sodium en sortie de zone fissile dans l'expérience SCARABEE-APL3 (description des canaux sur la figure 3.14) et dans la simulation MACARENa . . . . .	131
3.19	Evolution temporelle des fronts d'ébullition dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans la simulation avec MACARENa . . . . .	131
3.20	Evolution temporelle des fronts d'assèchement dans l'expérience SCARABEE-APL3 et la simulation avec MACARENa . . . . .	132
3.21	Evolution temporelle des fronts de fusion des gaines dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans sa simulation avec MACARENa . . . . .	133
3.22	Evolution temporelle des fronts de fusion du TH dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans la simulation avec MACARENa . . . . .	135
3.23	Evolution temporelle de la température du TH à la cote $z = -80 mm$ et de la température du bain d'acier dans cette même maille dans la simulation MACARENa	135
3.24	Formation et évolution des bains fondus durant l'essai SCARABEE-APL3 simulé avec MACARENa . . . . .	136
3.25	Evolutions temporelles des fronts caractéristiques de l'essai SCARABEE-APL3 simulé avec MACARENa . . . . .	137
3.26	Coupe radiale schématique de la section d'essai SCARABEE-BE+3 au niveau du faisceau d'aiguilles . . . . .	138
3.27	Distributions axiales de températures dans le sodium à $t = 0 s$ pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et la simulation MACARENa . . . . .	140
3.28	Evolution temporelle des fronts d'ébullition pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et sa simulation avec MACARENa . . . . .	141
3.29	Evolution temporelle des fronts de fusion des gaines pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et sa simulation avec MACARENa . . . . .	141
3.30	Formation et évolution de bains fondus durant l'essai SCARABEE-BE+3 simulé avec MACARENa . . . . .	142
4.1	Découpage du cœur CFV-V3 en 11 dérivations (couronnes) dans les simulations SIMMER-III et MACARENa . . . . .	147

4.2	Distribution spatiale du coefficient de contre-réaction neutronique lié à la dilatation ou la vidange du sodium (en pcm/%) dans le cœur CFV-V3 simulé avec MACARENa en régime nominal. . . . .	148
4.3	Distribution spatiale du coefficient de contre-réaction neutronique lié à la disparition et à l'échauffement d'acier (en pcm/%) dans les différentes mailles des zones combustibles du cœur CFV-V3 simulé avec MACARENa . . . . .	149
4.4	Evolution temporelle du débit massique dans le cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa . . . . .	150
4.5	Evolution temporelle de la puissance totale dans le cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa . . . . .	150
4.6	Evolution temporelle de la réactivité globale du cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa . . . . .	151
4.7	Synthèse du déroulement du transitoire de référence observé dans les simulations SIMMER-III et MACARENa . . . . .	152
4.8	Illustration de la progression des fronts d'ébullition et de renoyage dans les dérivation n° 9 (cœur externe) et n° 1 (cœur interne, noté CI sur la figure) de la simulation MACARENa . . . . .	152
4.9	Evolution temporelle de la puissance totale dans le cœur lors des vidanges et renoyages se produisant dans le cœur dans les simulations SIMMER-III et MACARENa	153
4.10	Illustration du renoyage des plénums du cœur interne se produisant à $t = 49.6 s$ dans la simulation SIMMER-III [28] . . . . .	154
4.11	Evolution temporelle des fronts de solidus et de liquidus de l'acier de gaine dans la dérivation n° 9 de la simulation MACARENa . . . . .	155
4.12	Evolution temporelle de la réactivité globale dans le cœur au début de la relocalisation axiale de l'acier liquide dans les simulations SIMMER-III et MACARENa .	156
4.13	Evolution temporelle de la porosité du bouchon supérieur calculée par MACARENa	157
4.14	Evolution temporelle de la réactivité globale dans le cœur avant et pendant l'excursion de puissance dans les simulations SIMMER-III et MACARENa . . . . .	158
4.15	Evolution des fronts d'ébullition dans la dérivation n° 1 de la simulation MACARENa. Mise en évidence de l'occurrence d'une excursion de débit à $t = 60 s$ dans cette dérivation . . . . .	159
4.16	Carte de l'état du sodium dans le cœur (délimitation entre les zones où le sodium est monophasique liquide et où il est diphasique) après la vidange généralisée du cœur dans les simulations SIMMER-III et MACARENa (étape 10 de la figure 4.14). Mise en évidence du dénoyage de la quasi-intégralité des colonnes fissiles du cœur à cet instant. . . . .	160
4.17	Evolutions temporelles de la réactivité (gauche) et de la puissance (droite) à la fin du transitoire simulé avec MACARENa et SIMMER-III . . . . .	161
4.18	Etat de dégradation du cœur à la fin du transitoire simulé avec MACARENa . . .	162
4.19	Etat de dégradation du cœur après la première excursion de puissance dans la simulation SIMMER-III . . . . .	162
4.20	Distributions axiales de puissance moyenne (normalisée) dans la première couronne du cœur CFV-V3 en début et en fin de cycle . . . . .	166
4.21	Evolutions temporelles de la puissance totale simulées par MACARENa pour un cœur en début de vie, en début de cycle et en fin de cycle . . . . .	167
4.22	Comparaison entre les états dégradés obtenus en fin d'ULOF-PP en début de vie et en fin de cycle avec MACARENa . . . . .	168

## Table des figures

---

4.23	Evolutions temporelles des différents apports en réactivité pour le début de chaque transitoire simulé MACARENa . . . . .	169
4.24	Evolution temporelle de la puissance totale simulée par MACARENa pour différentes prises en compte des contre-réactions neutroniques . . . . .	170
4.25	Classification générale des incertitudes dans l'analyse de risque (d'après [140]) . . . . .	173
4.26	Illustration des deux types de regroupements d'assemblages en dérivations considérés pour l'étude physico-statistique . . . . .	177
4.27	Evolutions temporelles du débit massique total dans le cœur observées dans les 100 premières simulations de l'étude physico-statistique . . . . .	179
4.28	Evolutions temporelles de la puissance totale dans le cœur observées dans les 100 premières simulations de l'étude physico-statistique . . . . .	179
4.29	Diagramme de synthèse de l'occurrence des différents types de transitoire observés lors des deux études physico-statistiques (réalisés pour des regroupements d'assemblage en dérivations différents) . . . . .	180
4.30	Evolutions temporelles du débit massique total observées dans 3 simulations caractéristiques (sans ébullition en vert, avec ébullition stabilisée en bleu et avec dégradation du cœur en rouge) . . . . .	181
4.31	Evolutions temporelles de la puissance totale observées dans 3 simulations caractéristiques (sans ébullition en vert, avec ébullition stabilisée en bleu et avec dégradation du cœur en rouge) . . . . .	181
4.32	Schématisation de l'influence du coefficient de Lockhart-Martinelli sur la forme de la caractéristique interne . . . . .	184
4.33	Evolutions temporelles du débit massique total pour 3 simulations et deux regroupements d'assemblages (traits pleins pour le regroupement selon les rapports Puissance/Débit, traits pointillés pour le regroupement selon la position) . . . . .	185
4.34	Evolutions temporelles de la puissance totale pour 3 simulations et deux regroupements d'assemblages différents (traits pleins pour le regroupement selon les rapports Puissance/Débit, traits pointillés pour le regroupement selon la position) . . . . .	185
4.35	Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur l'occurrence ou non de l'ébullition pendant le transitoire . . . . .	187
4.36	Diagramme des paramètres incertains influençant le plus le premier instant d'ébullition . . . . .	187
4.37	Premier instant d'ébullition en fonction du temps de demi-débit primaire pour les 884 transitoires pour lesquels l'ébullition a été observée . . . . .	188
4.38	Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur l'occurrence ou non de la dégradation du cœur jusqu'à la fin de la phase primaire avant la fin du transitoire . . . . .	189
4.39	Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur le premier instant de fusion du TH . . . . .	189
4.40	Premier instant de fusion d'un TH en fonction du temps de demi-débit primaire . . . . .	190
A.1	Caractéristique interne de l'assemblage utilisé dans la section d'essai GR19-BP (puissance de $5 kW/aig$ ) - Mesures expérimentales et calculs effectués avec le logiciel CATHARE2 [67] . . . . .	200
A.2	Exemples de caractéristiques externes pour un cœur de réacteur avec ou sans prise en compte des pertes de charge par frottement dans la boucle externe . . . . .	201
A.3	Exemples de superposition de caractéristiques interne et externe et étude des points de fonctionnement stables [44] . . . . .	202

A.4	Evolutions du débit d'entrée observées lors d'excursions de débit à deux niveaux de puissance : 5 et 8 <i>kW</i> par aiguille (Expériences GR19-I) [84] . . . . .	203
A.5	Débit de sortie d'assemblage lors du test 231 A - THORS-SHRS - Visualisation du phénomène de choucage [74] . . . . .	204
C.1	Schématisation des cellules de convection induites par les instabilités de Rayleigh-Bénard . . . . .	207
D.1	Détail du maillage axial unique utilisé pour la validation des modèles de thermo-hydraulique de l'outil MACARENa avec les résultats d'essais GR19 . . . . .	209
D.2	Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (régimes permanents dans la section d'essai GR19-I) en fonction de la hauteur de maille dans la zone chauffante . . . . .	210
D.3	Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (régimes permanents dans le cœur CFV-V3) en fonction de la hauteur de maille dans l'échangeur intermédiaire . . . . .	211
D.4	Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (perte de débit SCARABEE-APL3) en fonction du pas de temps . . . . .	211



# Table des tableaux

1.1	Principales caractéristiques du cœur du réacteur ASTRID (dans sa version CFV-V3) et liste des conditions de fonctionnement nominales [6] . . . . .	9
2.1	Valeurs du coefficient d'échange global $h_{jeu}$ (en $W/(m^2.K)$ ) dans le jeu pastille-gaine pour différents types de combustible (fissile et fertile) et pour différents cycles d'irradiation - Valeurs déduites de calculs GERMINAL [39] . . . . .	44
2.2	Valeur du coefficient $C$ de la corrélation de Lockhart-Martinelli pour différents régimes d'écoulements diphasiques . . . . .	47
2.3	Paramètres cinétiques du cœur CFV-V3 [6] . . . . .	54
2.4	Synthèse des essais relatifs à l'ébullition du sodium menés sur les boucles CFNa et CESAR [31] . . . . .	68
3.1	Synthèse des évènements se déroulant lors de l'essai SCARABEE-APL3 et lors de sa simulation avec MACARENa, SURFASS et SIMMER-III. sol. pour solidus et liq. pour liquidus . . . . .	137
3.2	Synthèse des évènements se déroulant lors de l'essai SCARABEE-BE+3 et lors de sa simulation avec MACARENa, SURFASS et BETINA . . . . .	143
4.1	Caractéristiques des 11 dérivations du cœur CFV-V3 (en début de vie) considérées dans les simulations SIMMER-III et MACARENa. . . . .	146
4.2	Synthèse des évènements caractéristiques observés dans la première partie d'un ULOF-PP simulé avec SIMMER-III et MACARENa . . . . .	164
4.3	Puissance moyenne d'un assemblage dans chaque couronne pour le cœur CFV-V3 en début et en fin de cycle (en $MW/ass$ ) . . . . .	165
4.4	Impact de la prise en compte des différentes contre-réactions neutroniques sur le premier instant d'ébullition, la puissance à cet instant, et sur le premier instant de fusion des gaines . . . . .	170
4.5	Liste des 26 paramètres incertains (liés à la configuration du cœur avant l'accident, au déroulement du transitoire et à la modélisation de la physique dans MACARENa) considérés dans l'étude physico-statistique, et distributions de probabilité associées. Voir tableau 4.6 pour la légende des paramètres de distribution . . . . .	176
4.6	Définition des paramètres caractérisant les distributions de probabilité uniforme, triangulaire et normale tronquée . . . . .	178
4.7	Liste des 26 paramètres incertains correspondant aux 3 simulations présentées sur les figures 4.30 et 4.31 . . . . .	182





# Introduction

Dans le cadre de la démonstration de sûreté du projet de réacteur ASTRID (Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au sodium), les transitoires accidentels conduisant à la dégradation du cœur sont actuellement étudiés avec des codes de calcul mécanistes validés mais coûteux en temps de calcul, comme SIMMER ou SAS-SFR. En complément de ces codes, le CEA a entrepris le développement d'outils de calcul plus simples, simulant les différents phénomènes physiques régissant ces transitoires. Ces outils permettent, compte-tenu de leur robustesse et de leurs faibles temps de calcul, de prendre en compte par une approche statistique les incertitudes et de quantifier leur influence sur le transitoire accidentel. Cette approche s'avère en effet indispensable afin de tenir compte des incertitudes liées à la modélisation des phénomènes physiques et à la variabilité des scénarios de déroulement du transitoire. Donnant des informations fiables (résultats validés sur des essais existants ou sur des transitoires calculés avec des outils mécanistes), exhaustives (intégralité des scénarios traités) et quantitatives (pourcentage de cas dépassant un critère donné), cette approche basée sur un couplage entre outils physiques et techniques d'analyse statistique des résultats constituera *in fine* une aide certaine à la conception et à la démonstration de la sûreté d'ASTRID.

Du point de vue de la sûreté, l'une des spécificités d'ASTRID réside dans la configuration de son cœur, qui est conçu pour optimiser le comportement naturel du réacteur en cas de transitoire accidentel non protégé<sup>2</sup>. L'étude de ce type de transitoires revêt donc un intérêt particulier, justifiant la création d'outils physiques dédiés à ces accidents. Le développement et la validation de l'outil consacré aux pertes de débit primaire non protégées (en anglais ULOF pour Unprotected Loss Of Flow), nommé MACARENa (Modélisation de l'ACcident d'Arrêt des pompes d'un REacteur refroidi au sodium), font l'objet de ces travaux de thèse.

Ce document est organisé en cinq chapitres. Le premier d'entre eux situe ces travaux de thèse dans le contexte du projet ASTRID et de sa démonstration de sûreté. Le chapitre 2 est consacré à l'identification des phénomènes physiques régissant le déroulement de la phase d'initiation de l'accident<sup>3</sup>, à la présentation des modèles physiques permettant de les simuler, ainsi qu'à leur validation sur des essais existants et résultats du code de thermohydraulique système CATHARE2. Le chapitre 3 traite de la phase primaire<sup>4</sup> du transitoire. De même, il présente l'identification des phénomènes physiques prépondérants, leur modélisation et leur validation sur des essais existants. Ainsi construit et validé, MACARENa peut être utilisé pour étudier le déroulement de l'ULOF se produisant dans le Cœur à Faible effet de Vidange (CFV) du réacteur ASTRID, comme détaillé dans le chapitre 4. Ce chapitre présente également une étude préliminaire de propagation d'incertitudes menée avec MACARENa. Elle a permis d'identifier les paramètres incertains les plus influents sur la séquence accidentelle et de quantifier leur impact vis-à-vis de critères concernant l'occurrence de l'ébullition du sodium ou la dégradation du cœur. Les conclusions et perspectives liées à ces travaux de thèse sont finalement explicitées dans le chapitre 5.

---

2. "Non protégé" : supposant la défaillance des systèmes d'arrêt du réacteur due à leur inefficacité, leur activation trop tardive ou leur absence d'activation.

3. C'est-à-dire la phase de l'accident qui précède la dégradation du cœur.

4. C'est-à-dire de la phase de dégradation des assemblages, jusqu'à la fusion d'un premier tube hexagonal dans le cœur.



## Contexte général

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans le cadre des études de sûreté liées à la conception du démonstrateur technologique de Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au sodium nommé ASTRID<sup>1</sup>. L'objectif de ce premier chapitre est d'expliciter ce contexte d'étude.

Dans un premier temps, le projet ASTRID est décrit dans ses grandes lignes (paragraphe 1.1). Les objectifs, caractéristiques techniques et spécificités du réacteur sont notamment abordés.

Puis, la démarche générale de sûreté visant à démontrer le bon comportement du réacteur en cas d'accident grave est ensuite présentée dans le paragraphe 1.2. Les approches déterministe et statistique sont décrites.

Enfin, le paragraphe 1.3 s'intéresse au transitoire accidentel de perte de débit non protégé (ULOF) et à l'outil MACARENa qui lui est consacré, et qui fait l'objet de cette thèse. Le déroulement du transitoire ULOF y est décrit de manière synthétique, ainsi que la discrétisation du cœur dans MACARENa qui permettra de modéliser les phénomènes physiques prépondérants de cette séquence accidentelle.

## Sommaire

---

<b>1.1</b>	<b>Le projet ASTRID</b>	<b>3</b>
1.1.1	La filière des RNR-Na	4
1.1.2	Le réacteur ASTRID	7
1.1.3	Description du cœur CFV	8
<b>1.2</b>	<b>Démarche générale de sûreté et accidents graves</b>	<b>11</b>
1.2.1	Démarche de sûreté nucléaire	11
1.2.2	Objectifs des études d'accidents graves	14
1.2.3	Déroulement général d'un accident grave	14
1.2.4	Familles d'évènements initiateurs de la fusion du cœur	14
1.2.5	Approches déterministe et statistique	16
<b>1.3</b>	<b>Présentation de l'outil MACARENa dédié à l'étude de l'ULOF</b>	<b>19</b>
1.3.1	Déroulement général de l'ULOF	21
1.3.2	Description générale de l'architecture de l'outil MACARENa	23

---

## 1.1 Le projet ASTRID

Ce premier paragraphe 1.1 vise à présenter les objectifs, les principales caractéristiques et les spécificités du démonstrateur de Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur sodium (RNR-Na) ASTRID. Le principe et les avantages de la filière RNR-Na sont d'abord synthétisés de manière générale dans le paragraphe 1.1.1. Le réacteur ASTRID est ensuite décrit dans ses grandes lignes dans le paragraphe 1.1.2. Enfin, le concept de cœur innovant CFV (Coeur à Faible effet de Vidange), qui fait l'une des principales spécificités de ce démonstrateur, est détaillé dans le paragraphe 1.1.3.

---

1. Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration.

### 1.1.1 La filière des RNR-Na

#### Neutrons rapides et neutrons thermiques

À l'origine du développement de l'énergie nucléaire, la ressource en isotopes fissiles<sup>2</sup> était limitée. Seul l' $U^{235}$  présent à 0,7% dans l'uranium naturel est disponible. Il a donc été privilégié la voie consistant à ralentir les neutrons issus de la fission jusqu'au domaine des basses énergies, pour lesquelles le rendement de fission de l' $U^{235}$  est optimisé. Une fois ralentis, ces neutrons sont dits **thermiques**. Ce ralentissement est réalisé par l'intermédiaire d'un élément de masse atomique faible appelé "modérateur" (eau lourde, graphite, eau légère, *etc.*), avec lequel les neutrons collisionnent successivement, perdant de l'énergie.

Le principe des RNR consiste, contrairement aux réacteurs utilisant les neutrons thermiques comme les REP (Réacteurs à Eau Pressurisée) du parc français actuel, à utiliser directement les neutrons issus de la fission, sans les ralentir. Ces neutrons, dont l'énergie moyenne est d'environ  $2\text{ MeV}$ , sont dits **rapides**. Pour que la réaction en chaîne soit entretenue malgré le plus faible rendement de fission pour ce niveau d'énergie, il faut mobiliser un inventaire en matière fissile plus important couplé à un plus haut flux neutronique. Cette contrainte est compensée par les nombreux avantages que présente ce type de réacteurs, comme expliqué dans le paragraphe suivant.

#### Avantages de l'utilisation de neutrons rapides

- Valorisation de la totalité de l'uranium naturel

L'uranium naturel est constitué à 99.3% de l'isotope  $^{238}\text{U}$  fertile<sup>3</sup> et de seulement 0.7% de l'isotope  $^{235}\text{U}$  fissile. Par capture d'un neutron, un noyau d' $^{238}\text{U}$  peut former un noyau de  $^{239}\text{Pu}$ , fissile. Mais pour que cette réaction de capture puisse avoir lieu sans entraver la réaction de fissions en chaîne, il faut disposer de suffisamment de neutrons<sup>4</sup>. Cette condition est vérifiée dans le cas de la fission du  $^{239}\text{Pu}$  par des neutrons rapides.

Cette possibilité de transmutation ouvre la voie à la surgénération (*i.e.* à la production par un réacteur de plus de matière fissile qu'il n'en consomme). Le passage progressif à un parc de réacteurs à neutrons rapides permettrait donc de supprimer la contrainte "disponibilité d'uranium" (et les problématiques économiques associées) et d'assurer une production d'énergie nucléaire sur plusieurs milliers d'années.

- Possibilité de multirecyclage du plutonium

L'exploitation des réacteurs thermiques (REP) depuis des décennies a conduit à l'accumulation de grandes quantités de plutonium. Seuls les isotopes impairs de ce Pu sont fissiles, les isotopes pairs agissant en spectre de neutrons thermiques comme des poisons neutroniques, qui dégradent la qualité du combustible. Après un recyclage en REP, le plutonium contient déjà trop de  $^{240}\text{Pu}$  et de  $^{242}\text{Pu}$  pour que le combustible puisse y être réutilisé une seconde fois.

En revanche, pour un spectre de neutrons rapides, tous les isotopes du Pu peuvent fissionner. La production de  $^{240}\text{Pu}$  et de  $^{242}\text{Pu}$  n'affectant pas le potentiel de réactivité du combustible

---

2. Fissile : se dit d'un noyau pouvant subir une fission sous l'effet d'une collision avec un neutron de n'importe quelle énergie (thermique ou rapide).

3. Fertile : se dit d'un noyau qui devient fissile sous l'effet d'une capture neutronique.

4. Plus précisément, pour un neutron absorbé dans le combustible, il faut qu'au moins 2.3 neutrons soient produits par fission : 1 neutron pour entretenir la réaction en chaîne, 0.3 neutron pour compenser les pertes et les fuites et 1 neutron pour assurer la transmutation de l' $^{238}\text{U}$  en  $^{239}\text{Pu}$ .

dans un réacteur à neutrons rapides, son multirecyclage est donc possible. Cela est un atout considérable pour le recyclage du combustible usé dans un parc nucléaire ainsi que pour la non-prolifération du plutonium.

- La flexibilité dans la gestion des matières nucléaires

Les scénarios d'évolution du parc nucléaire étant nombreux et variables, la technologie des RNR-Na apporte une dimension de flexibilité essentielle :

- dans une optique de stabilisation des matières fissiles, les RNR peuvent fonctionner en mode **iso-générateur** (c'est-à-dire qu'ils produisent autant de matière fissile qu'ils en consomment). Cela leur permet, une fois le fonctionnement du réacteur amorcé avec du plutonium, de fonctionner uniquement avec un appoint d'uranium naturel ou appauvri, sans apport complémentaire de matière fissile ;
- dans une optique d'arrêt d'un tel parc de réacteurs à neutrons rapides, les coeurs des RNR peuvent fonctionner en mode **sous-générateur**. Cela leur permet de réduire rapidement l'inventaire en plutonium ;
- si au contraire, une augmentation de la puissance installée était nécessaire, il serait possible de faire évoluer les réacteurs du parc vers un mode **surgénérateur**, pour produire la matière fissile nécessaire au démarrage de nouveaux réacteurs.

- L'optimisation des déchets nucléaires

Le combustible contient, après son irradiation dans un REP, de l'uranium non consommé, des produits de fission, du plutonium produit sous irradiation, ainsi que des actinides dits "mineurs", car produits en faible quantité (neptunium, américium et curium). La radiotoxicité de ce combustible usé décroît progressivement et finit par rejoindre le niveau de l'uranium naturel après environ 250 000 ans, *cf.* courbe bleue sur la figure 1.1.

Les actinides mineurs (AM) constituent la plus grande source de radiotoxicité du combustible usé ; ce sont des déchets de haute activité et à vie longue (HAVL). Le recyclage de ces AM, qui est possible dans les RNR (en plus du retraitement de l'U et du Pu qui a d'ores et déjà lieu<sup>5</sup>), permettrait de ne laisser en déchets ultimes que les produits de fission. La plupart de ces derniers présentant une durée de vie inférieure à trente ans, la radiotoxicité des déchets décroîtrait très rapidement et deviendrait comparable à celle de l'uranium naturel après seulement 300 ans (courbe verte sur la figure 1.1).

Tous ces arguments, auxquels s'ajoutent le meilleur rendement thermodynamique des RNR, leur pilotage plus facile et la minimisation des doses reçues par le personnel font donc des réacteurs à neutrons rapides une filière de choix pour les réacteurs du futur.

## Le choix du caloporteur sodium

La première fonction du caloporteur d'un réacteur est d'évacuer efficacement la chaleur produite dans le coeur. À ce titre, il doit posséder une forte capacité calorifique et une bonne conductivité thermique. Il ne doit pas être trop visqueux, afin de ne pas nécessiter une puissance de pompage trop importante. Ses changements de phase doivent être maîtrisés : s'il s'agit d'un liquide, il faut éviter sa solidification et sa vaporisation. L'impact thermo-mécanico-chimique du caloporteur sur les structures du réacteur et sur son combustible doit aussi être maîtrisé (vibrations, cavitation, corrosion, *etc.*). Enfin, il s'agit aussi de s'assurer de la maîtrise du comportement

---

5. En monorecyclage seulement.

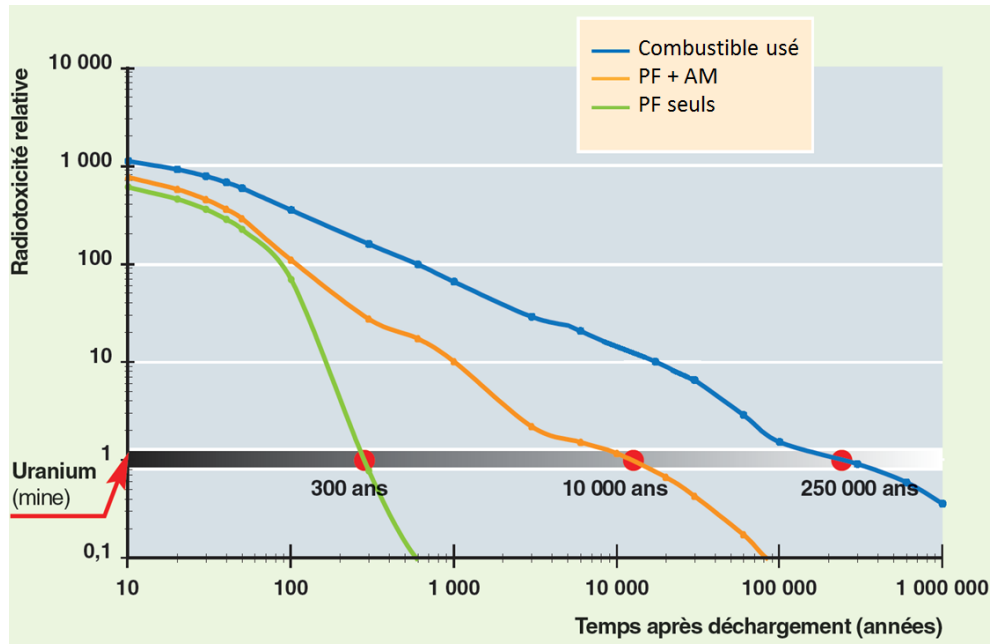


FIGURE 1.1 – Evolution temporelle de la radiotoxicité des déchets nucléaires [1] (PF = Produits de Fissions ; AM = Actinides Mineurs)

du caloporteur en cas d'accident grave (interactions avec l'air, l'eau ou le combustible, risques de fuites ou d'incendies, *etc.*). Par ailleurs, dans un RNR, le caloporteur doit absorber et ralentir le moins possible les neutrons.

Cette liste non exhaustive de propriétés recherchées pour un caloporteur confirme le caractère structurant de son choix dans la conception d'un réacteur nucléaire. La forte puissance volumique à évacuer dans le cœur des RNR font des métaux liquides des candidats de choix. Le sodium en particulier, qui possède d'excellentes propriétés thermiques, est caractérisé par une température d'ébullition particulièrement élevée ( $1173\text{ K}$  à pression atmosphérique), ce qui assure une marge à l'ébullition considérable<sup>6</sup>. Son utilisation possible à basse pression diminue considérablement le risque de perte brutale de refroidissement par rupture de conduites. En outre, le sodium est relativement peu corrosif et est caractérisé par une bonne transparence aux neutrons. Tous ces arguments, associés à sa très bonne disponibilité, son faible coût et son retour d'expérience conséquent, font du sodium un excellent caloporteur pour les RNR.

Finalement, en plus des avantages qu'offre la filière RNR et des excellentes propriétés du caloporteur sodium, les RNR-Na bénéficient d'un retour d'expérience important [2] (réacteurs Rapsodie, Phénix et SuperPhénix en France), qui justifie le choix de cette filière pour la conception du démonstrateur ASTRID.

### Spécificités des RNR-Na vis-à-vis de la sûreté

La caractéristique fondamentale, défavorable, des RNR en général est qu'en régime de fonctionnement normal, le cœur n'est pas dans la configuration la plus réactive. En conséquence, la perte du caloporteur peut conduire à un effet en réactivité fortement positif (de l'ordre de

6. Cette marge à l'ébullition devrait être de l'ordre de  $350\text{ K}$  pour le régime de fonctionnement normal du réacteur ASTRID.

+6\$ dans le réacteur SuperPhénix). La compaction du combustible conduit aussi à un effet en réactivité très important, ce qui n'est pas le cas dans un REP. Les valeurs des paramètres de la cinétique neutronique sont aussi défavorables (faible durée de vie des neutrons prompts, faible fraction de neutrons retardés, faible effet Doppler) et conduisent généralement à des évolutions de réactivité très rapides en situations accidentelles non protégées. Enfin, le choix du sodium présente quelques inconvénients liés à sa réactivité chimique, qui doivent être pris en compte dès la conception du réacteur :

- le sodium réagit violemment avec l'eau et l'air ;
- le sodium est opaque, ce qui rend plus difficile les inspections en service de certaines structures ;
- selon la configuration du cœur, l'effet de vidange du sodium peut être localement positif. C'est-à-dire qu'une vidange du sodium (fuites, ébullition, *etc.*) peut provoquer une augmentation de la puissance du cœur.

Par ailleurs, l'une des spécificités des RNR-Na de type intégrés (*cf.* figure 1.2) est de bénéficier d'un système d'évacuation de la puissance résiduelle d'une grande fiabilité. En effet, les sources froides diversifiées (eau et air) combinées à l'importante inertie thermique du sodium dans le circuit primaire assurent à ce type de réacteur des délais de grâce importants concernant l'évacuation de la puissance résiduelle.

### 1.1.2 Le réacteur ASTRID

#### Origine du projet

La loi n° 2006-739 du 28 juin 2006 relative à la gestion durable des matières et déchets radioactifs [3] prévoit la mise en service à l'horizon 2020 d'un réacteur prototype répondant aux critères de la Quatrième Génération<sup>7</sup> [5]. Le choix s'est porté sur un Réacteur à RNR-Na, seule filière alternative aux réacteurs à l'eau légère bénéficiant d'une démonstration industrielle confortée par un retour d'expérience de plusieurs décennies, en France comme à l'étranger. Ce projet a été appelé **ASTRID : Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration** [1].

#### Objectifs

L'objectif essentiel du projet ASTRID est de préparer le déploiement industriel en France de RNR-Na de quatrième génération, et de démontrer à l'échelle industrielle la faisabilité des avancées technologiques en termes de performance et de sûreté. Ses caractéristiques devront pouvoir être extrapolées à de futurs RNR-Na industriels de forte puissance (de l'ordre de 1500 MW électriques) [1].

#### Principales caractéristiques du réacteur ASTRID

ASTRID est un réacteur RNR-Na de type intégré d'une puissance thermique de 1500 MW (soit environ 600 MW électriques). Le principe de fonctionnement de ce réacteur est présenté

---

7. Les réacteurs de Quatrième Génération doivent être durables (économes en ressources naturelles et respectueux de l'environnement), économiques (le coût de production par kWh doit être compétitif vis-à-vis d'autres sources d'énergie), sûrs (avec une recherche de progrès par rapport aux réacteurs actuels) et résistants vis-à-vis de la prolifération et des agressions externes [4].



## 1 Contexte général

sur la figure 1.2, sur laquelle sont distingués les circuits primaire, secondaire et la source froide externe. L'organisation du circuit primaire, qui contient le cœur du réacteur et donc les assemblages combustibles, est illustrée sur la figure 1.3. Enfin, les principales caractéristiques de la configuration du cœur et ses conditions de fonctionnement sont synthétisées dans le tableau 1.1. Pour plus de détails, le lecteur pourra se référer au document [6].

ASRID pourra permettre la mise au point et la qualification d'assemblages dédiés à la transmutation ou à la consommation accrue de plutonium. Avec l'objectif d'améliorer la performance et la sûreté du réacteur, des innovations dans la technologie RNR-Na sont envisagées [7]. Parmi elles, le cœur innovant de type CFV (Cœur à Faible effet de Vidange) a été retenu ; il est décrit dans le paragraphe 1.1.3.

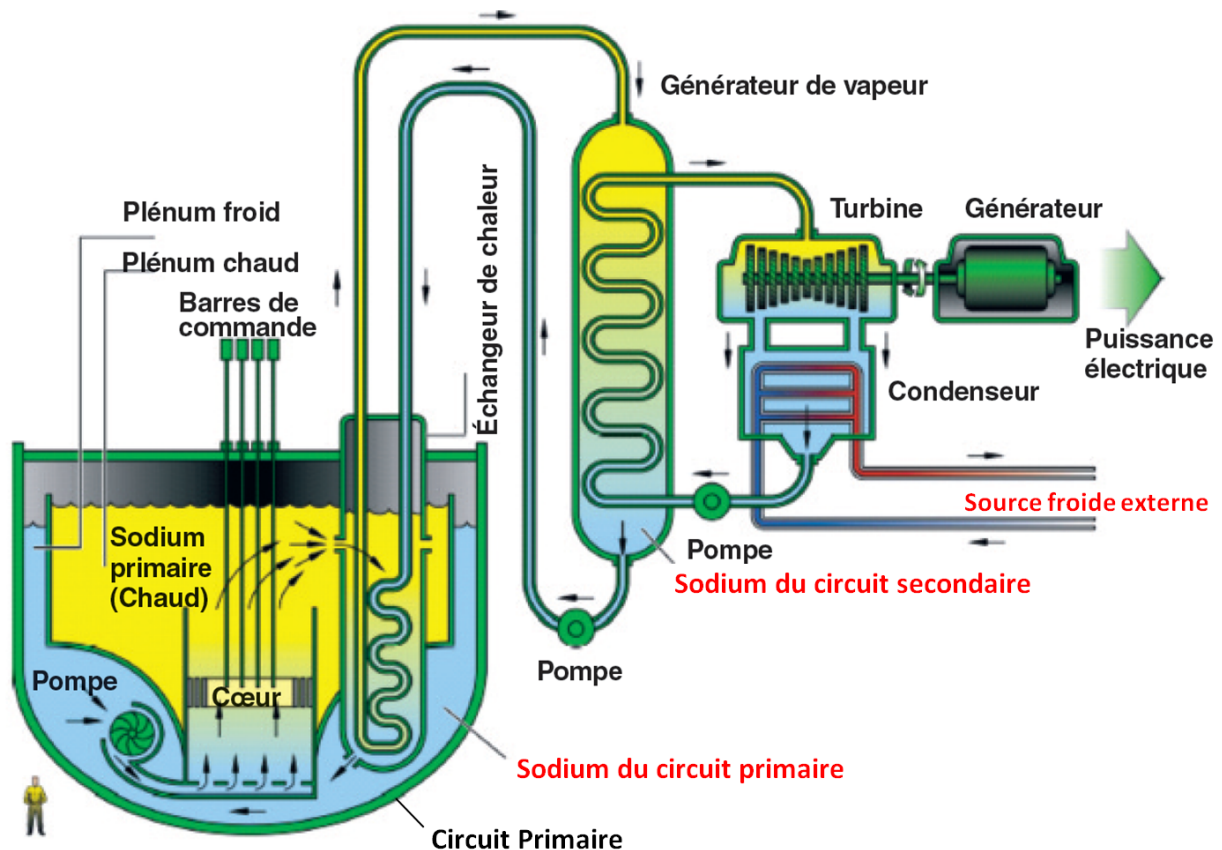


FIGURE 1.2 – Schéma de principe de fonctionnement d'un RNR-Na (concept intégré) [8]

### 1.1.3 Description du cœur CFV

Vis-à-vis de l'objectif de prévention de la fusion du cœur et de la limitation de ses effets, un concept de cœur innovant a été étudié puis retenu comme concept de référence pour le réacteur ASTRID [1]. Il s'agit du cœur CFV. Ce cœur présente des améliorations majeures par rapport aux concepts de cœurs classiques de RNR-Na (comme dans SuperPhénix ou l'European Fast Reactor EFR). Une de ses principales caractéristiques est de présenter un effet en réactivité de dilatation/vidange globale du sodium très faible voire négatif [1]. En limitant les risques de fusion du cœur et d'excursion de puissance primaire, cette caractéristique est un atout considérable pour la sûreté du réacteur.

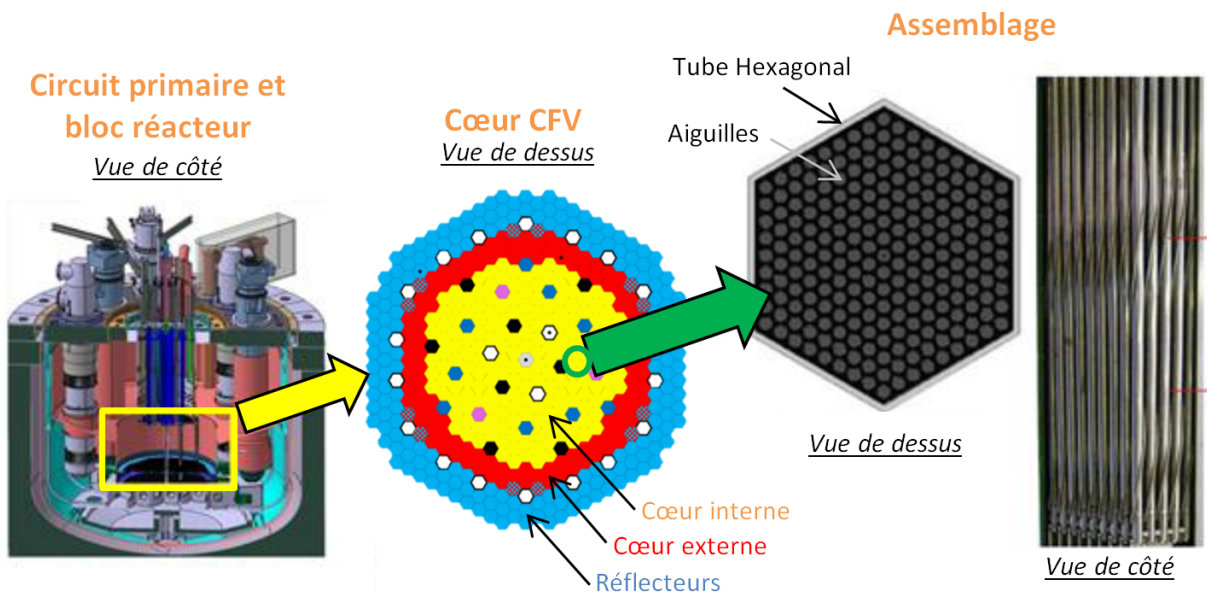


FIGURE 1.3 – Représentation schématique du circuit primaire d'ASTRID

Paramètres de conception du cœur	
Hauteur de la zone fissile du cœur interne (cm)	25 + 35
Hauteur de la zone fissile du cœur externe (cm)	90
Hauteur de la zone fertile interne	20
Pas du réseau d'assemblages (cm)	17.17
Jeu inter-assemblages (mm)	3
Enrichissement des zones fissiles (interne/externe) en PuO <sub>2</sub> (%vol)	22.95 / 19.95
Fraction totale de neutrons retardés (pcm)	368
Effet de vide pour le cœur à l'équilibre (\$) )	-0.5
Conditions de fonctionnement nominales	
Puissance thermique nominale (MW)	1500
Débit massique dans le circuit primaire (kg/s)	7900
Température d'entrée du sodium dans le cœur (K)	673
Température de sortie du sodium dans le cœur (K)	823

TABLEAU 1.1 – Principales caractéristiques du cœur du réacteur ASTRID (dans sa version CFV-V3) et liste des conditions de fonctionnement nominales [6]

## 1 Contexte général

### • Spécificités du concept CFV

Pour atteindre cet objectif de minimisation de l'effet de vidange du sodium, le cœur CFV est conçu de manière à optimiser la fuite des neutrons hors du cœur en cas de vidange du sodium. Concrètement, cette optimisation de l'effet de vide est basée sur les éléments de conception suivants, visibles sur la coupe radiale schématique du cœur CFV sur la figure 1.4 :

- **la présence d'un plénum de sodium au-dessus des zones combustibles.** En cas de perte de débit primaire, c'est dans cette région du cœur, où le sodium est le plus chaud, que la densité du sodium diminue le plus rapidement (par dilatation thermique puis éventuellement vaporisation). Cette diminution de la densité du sodium au-dessus du combustible augmente les fuites de neutrons vers le haut du cœur, et diminue donc la réactivité globale du cœur. L'ajout d'une couche absorbante au-dessus de ce plénum (PNS - Protection Neutronique Supérieure) permet de surcroît d'absorber les neutrons fuyants dans le plénum ;
- **la présence d'une plaque fertile médiane entre les zones fissiles inférieure et supérieure du cœur interne.** Cette plaque participe à l'augmentation du flux dans la partie supérieure du cœur, amplifiant d'autant les fuites neutroniques précitées vers le plénum en cas de perte de refroidissement ;
- **la hauteur de la colonne combustible<sup>8</sup> limitée à 80 cm dans le cœur interne.** En optimisant le facteur de forme de la distribution axiale de puissance dans le cœur, cette caractéristique géométrique conduit à l'augmentation des fuites neutroniques vers le plénum ;
- **l'effet creuset.** La hauteur de la colonne combustible du cœur n'est pas la même dans le cœur interne et dans le cœur externe (*cf.* figures 1.4 et 1.5). Cette hétérogénéité permet d'augmenter la surface du cœur au contact du plénum, et améliore encore le terme de fuite en situation de vidange du sodium.

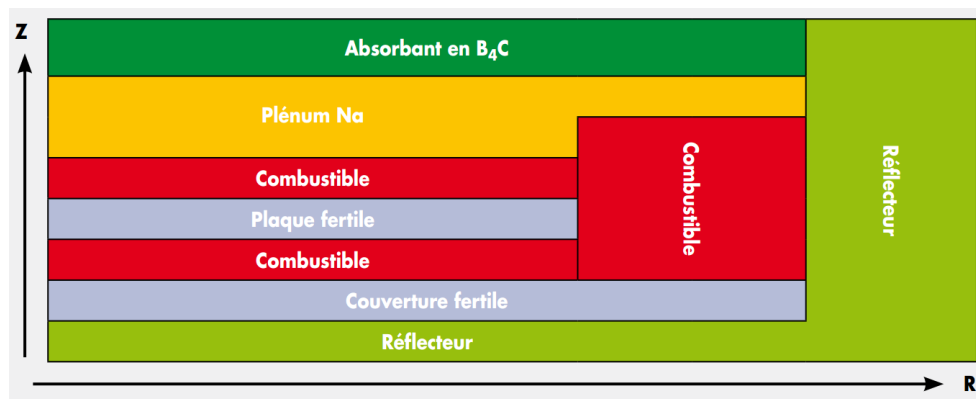


FIGURE 1.4 – Schéma de principe du cœur CFV du réacteur ASTRID [8] (coupe radiale)

### • Caractéristiques des assemblages

Les deux types d'assemblages présents dans le cœur sont représentés sur la figure 1.5. La colonne fissile externe a une hauteur de 90 cm, tandis que la colonne combustible du cœur interne (fissile inférieure + fertile médian + fissile supérieure) ne fait que 80 cm de haut. La figure 1.6 présente les caractéristiques du faisceau d'aiguilles (à gauche) et des pastilles combustibles (à

8. La colonne combustible du cœur interne est composée des zones fissile inférieure, fertile médiane et fissile supérieure.

droite). Elle souligne notamment que les pastilles fissiles présentent un trou central contrairement aux pastilles fertiles.

Le réacteur ASTRID présente donc des innovations majeures, notamment son cœur de type CFV, qui le distinguent des précédents RNR-Na, et qui justifient la mise en œuvre d'une nouvelle démarche de sûreté.

## 1.2 Démarche générale de sûreté et accidents graves

Les accidents graves, c'est-à-dire induisant une fusion partielle ou totale du cœur, sont étudiés afin de garantir des rejets radiologiques acceptables, et ce dès la phase de conception d'un réacteur. Les RNR-Na n'étant pas dans leur configuration la plus réactive en fonctionnement normal, la puissance peut augmenter drastiquement en cas d'accident grave. La fusion du cœur et les relocalisations de gaines ou de combustible qui peuvent en résulter sont potentiellement à l'origine de criticités promptes et d'importants chargements mécaniques de la cuve du réacteur, pouvant conduire à des rejets radioactifs dans l'environnement. La démonstration de sûreté doit donc montrer le bon comportement du réacteur en cas d'accident grave.

### 1.2.1 Démarche de sûreté nucléaire

La sûreté nucléaire s'articule autour d'un ensemble de dispositions techniques et d'organisations prises à tous les stades de la vie d'une installation<sup>9</sup> pour protéger les travailleurs, le public et l'environnement contre les effets des éléments radioactifs [9]. Il s'agit dans les faits :

- d'assurer le fonctionnement normal des installations, sans exposition excessive des travailleurs et sans rejets de radioactivité hors de l'installation ;
- de prévenir les incidents et les accidents (prévention) ;
- de limiter les conséquences des incidents et des accidents qui surviendraient malgré les dispositions de prévention mises en œuvre (mitigation).

L'approche de sûreté fait donc intervenir une démarche d'évaluation et de maîtrise des risques d'accidents et d'incidents. Le risque, nucléaire ou non, se décompose selon la gravité de l'évènement et selon sa probabilité d'occurrence. Farmer a proposé une courbe pour le risque nucléaire, séparant le risque acceptable du risque inadmissible. Pour le réacteur ASTRID, ce diagramme est présenté sur la figure 1.7, sur laquelle les domaines suivants sont distingués [10] :

- le domaine des conditions de fonctionnement (divisé en 4 catégories), aussi appelé domaine de dimensionnement ;
- le domaine des situations hautement hypothétiques (divisé en 3 autres catégories).

Bien que leur fréquence soit très faible (inférieure à  $10^{-7}$  par an), les situations hautement hypothétiques doivent être étudiées dans l'analyse de la sûreté du réacteur. Il s'agit :

- des situations de prévention et de mitigation,
- des situations qui doivent être éliminés pratiquement dans le cadre de la démonstration de sûreté.

---

9. Stades de la conception, de la construction et de la mise en service, de l'exploitation, de l'arrêt définitif et du démantèlement.

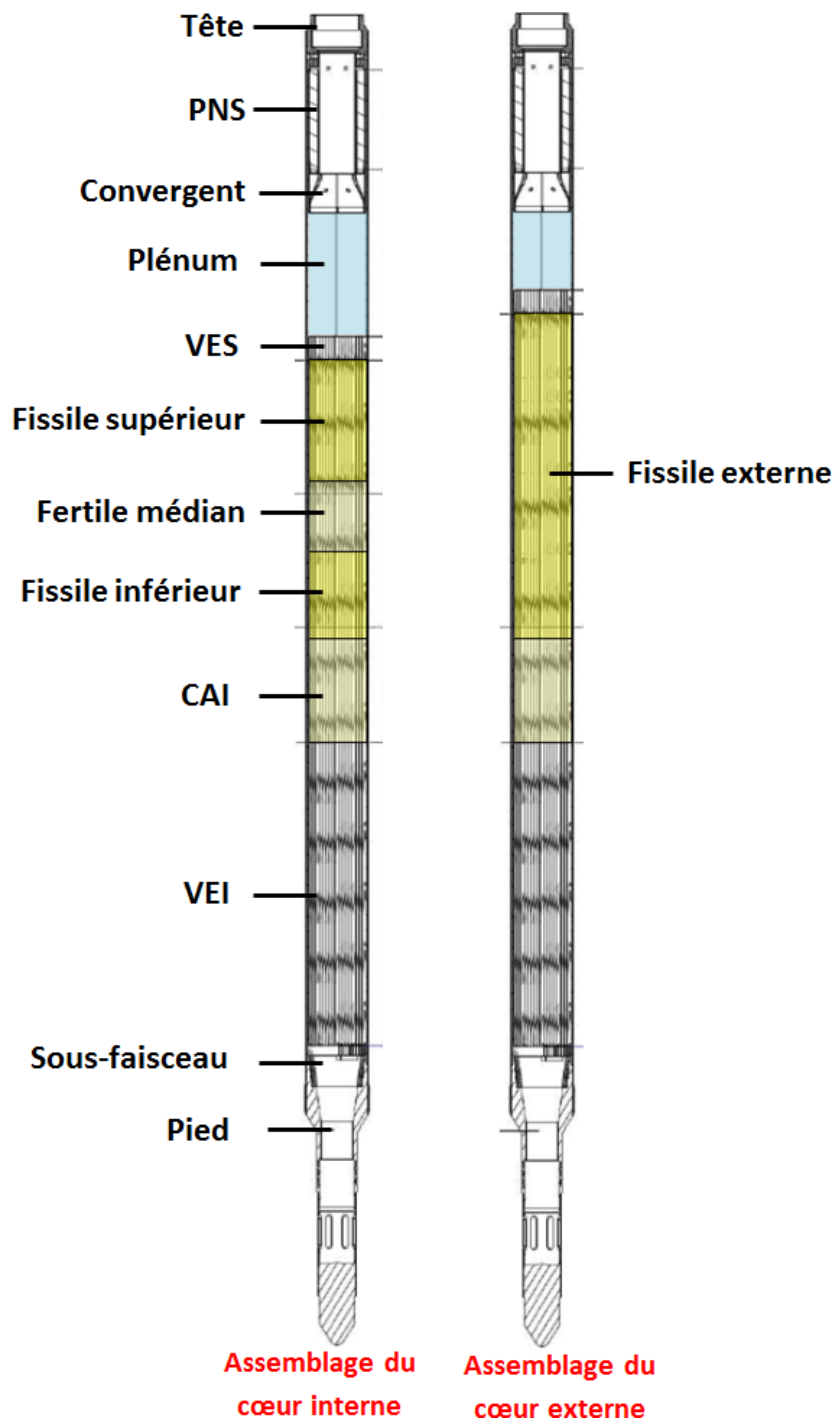


FIGURE 1.5 – Représentation d’un assemblage du cœur interne et d’un assemblage du cœur externe (concept de cœur CFV) [6]. Voir la Table des sigles et abréviations pour la définition des acronymes

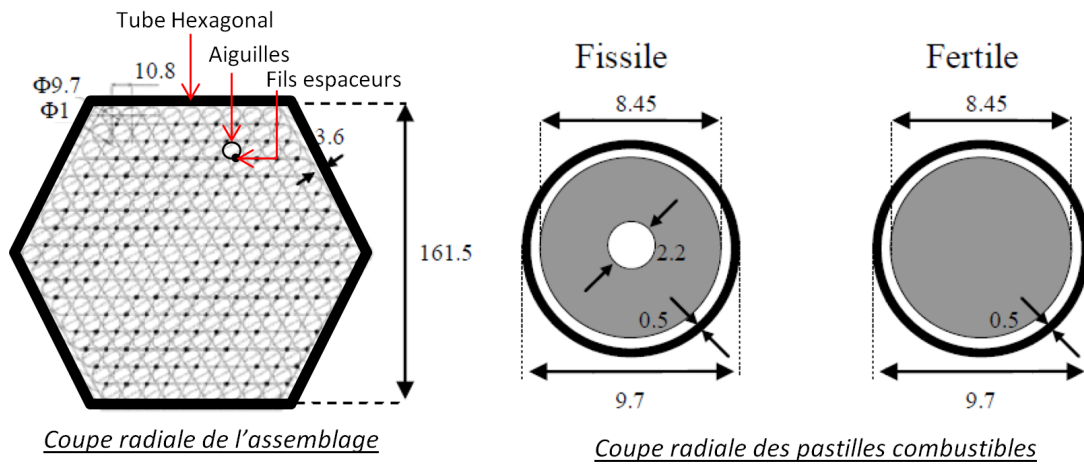


FIGURE 1.6 – Caractéristiques d'un assemblage du cœur d'ASTRID et des pastilles fissiles et fertiles qui composent chacune de ses 217 aiguilles (en mm) [6]

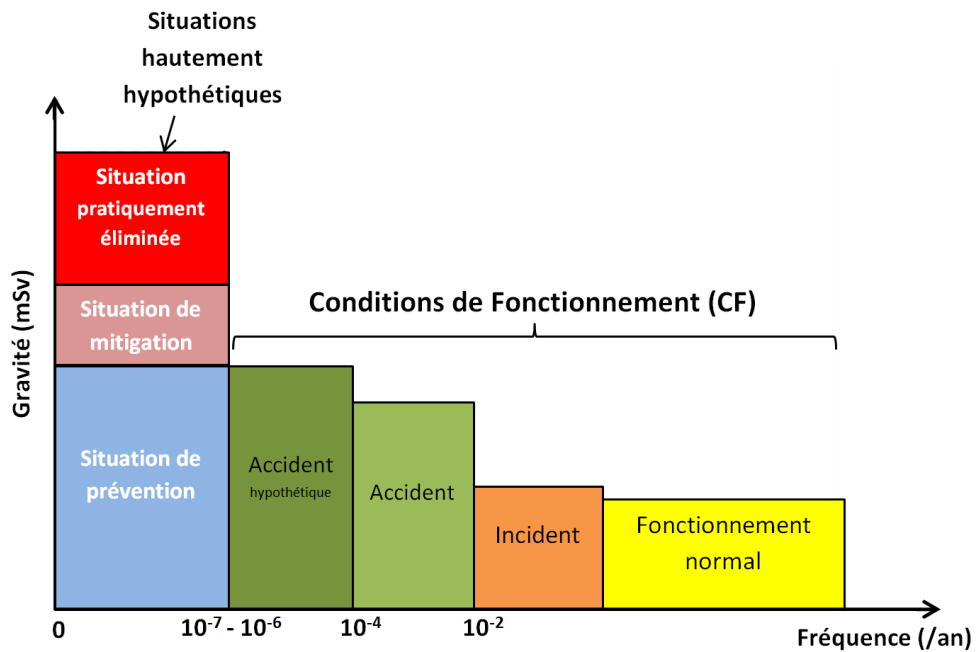


FIGURE 1.7 – Diagramme de Farmer pour le réacteur ASTRID. Classification du risque nucléaire en conditions de fonctionnement et en situations hautement hypothétiques [10]

### 1.2.2 Objectifs des études d'accidents graves

Les études d'accidents graves ont pour objectifs de démontrer que **les rejets radioactifs qui leur sont associés sont acceptables**, et que suite à de tels accidents, **le réacteur peut être ramené et maintenu dans un état sûr**. En pratique, pour un RNR-Na, cela revient à :

- maîtriser les dégagements d'énergie mécanique qui pourraient résulter de l'accident et conduire à une rupture du confinement primaire à court terme ;
- favoriser la relocalisation des matériaux fondus afin de se prémunir des risques de recriticité et de s'assurer de son refroidissement à plus long terme.

Pour parvenir à cette démonstration, les études de sûreté sont réalisées :

- **lors de la phase de conception du réacteur**<sup>10</sup> : les études d'accidents graves doivent vérifier que le comportement du cœur est acceptable et définir ou évaluer des dispositions de mitigation (*i.e.* de dispositifs permettant de limiter les conséquences d'un accident grave) ;
- **lors de la phase de démonstration de la sûreté du réacteur** : les études ont alors pour but de vérifier l'efficacité de ces dispositions de mitigation dans le respect des objectifs de sûreté affichés pour l'installation.

### 1.2.3 Déroulement général d'un accident grave

Pour étudier un accident grave dans un RNR-Na, le déroulement de la séquence accidentelle est généralement découpé schématiquement en plusieurs phases. Dans la suite du texte, on considérera les phases suivantes, illustrées sur la figure 1.8 :

- **la phase d'initiation**, qui débute à l'instant d'occurrence de l'évènement initiateur (*cf.* paragraphe 1.2.4) alors que le réacteur est en régime de fonctionnement normal, et qui se termine au début de la dégradation des aiguilles ;
- **la phase primaire**, qui débute à l'initiation de la dégradation des aiguilles, et qui se termine à la rupture du premier Tube Hexagonal (TH) du cœur. Cette phase est caractérisée par des mouvements majoritairement axiaux de matériaux fondus dans les assemblages dégradés, le cœur conservant sa géométrie d'ensemble ;
- **la phase de transition**, qui correspond à la perte d'intégrité des TH, résultant soit de leur fusion, soit de leur perte de propriétés mécaniques. Cette phase est en fait le siège d'une transition entre la relocalisation axiale des matériaux fondus dans chaque assemblage, et la propagation radiale des matériaux dégradés entre les différents assemblages ;
- **la phase secondaire**, pendant laquelle se forment un ou plusieurs bains fondus de grande dimension dans le cœur dégradé, pouvant être le siège de recriticités ;
- **la phase de relocalisation et de refroidissement** pendant laquelle une partie de l'inventaire des matériaux du cœur est relocalisée jusqu'au récupérateur de matières fondues, dont il faut assurer le refroidissement.

L'occurrence d'un accident grave peut résulter de différentes familles d'évènements initiateurs. Ces familles sont décrites dans le paragraphe 1.2.4.

### 1.2.4 Familles d'évènements initiateurs de la fusion du cœur

Les évènements initiateurs considérés pour la conception et le dimensionnement des RNR-Na n'ont pas toujours été les mêmes. Ci-dessous, la démarche d'étude historique est d'abord

---

10. Phase actuelle du projet ASTRID.

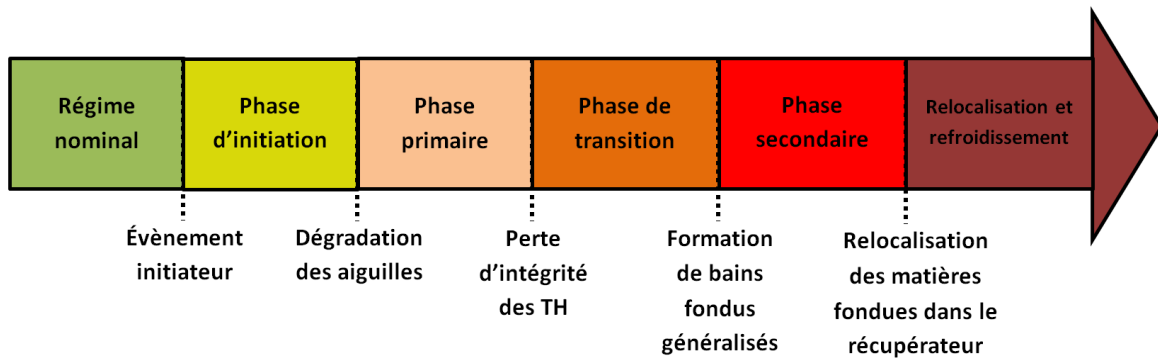


FIGURE 1.8 – Différentes phases d'un accident se produisant dans un RNR-Na

brièvement décrite. Les familles d'évènements initiateurs considérées à ce jour pour la conception d'ASTRID sont ensuite présentées.

### Démarche d'étude historique

Historiquement, les premières études visaient à étudier les conséquences d'une compaction rapide du cœur mettant en jeu le potentiel de réactivité d'un cœur de RNR-Na. Afin de fournir un ordre de grandeur de l'énergie libérée lors d'une telle compaction, Bethe et Tait [11] ont d'abord développé une méthode suivant une approche analytique. En considérant que les cœurs de RNR ne sont pas, en fonctionnement normal, dans leur configuration la plus réactive, ces auteurs ont supposé qu'à la suite d'un défaut de refroidissement, tout le cœur fondait puis se compactait gravitairement, entraînant une rampe de réactivité positive de l'ordre de  $100 \$/s$ . Suite à ce dépôt d'énergie, le combustible se vaporise et le calcul de l'énergie libérée lors de la détente de la vapeur de combustible a été utilisé pendant des années pour dimensionner de manière conservatrice le confinement des réacteurs. Appliquée à des cœurs de grandes tailles, la méthode originale de Bethe et Tait s'est révélée être trop conservatrice, conduisant à une surestimation du chargement mécanique sur les cuves de réacteurs [12].

Pour des cœurs de grandes tailles, les études ont ensuite conduit à retenir comme initiateur de référence la séquence de perte de débit primaire sans chute des barres d'arrêt d'urgence (en anglais ULOF - Unprotected Loss Of Flow). Le choix de ce scénario résultait, non pas de sa probabilité d'occurrence (qui est très faible, inférieure à  $10^{-7}$  par an et par réacteur), mais du fait qu'il mette en jeu de nombreux phénomènes et couplages physiques, dont la compréhension est nécessaire à l'analyse de la sûreté du réacteur. A titre d'exemple, c'est en étudiant expérimentalement à petite échelle les effets physiques attendus pour un ULOF que l'énergie mécanique limite pour le confinement de SuperPhénix a été fixée à  $800 MJ$ . Cette disposition a été prise indépendamment de toute estimation concernant la probabilité d'occurrence d'un tel accident.

### Démarche d'étude actuelle

Aujourd'hui, pour la conception d'ASTRID, le champ d'étude des scénarios accidentels s'est élargi. L'idée n'est plus d'étudier un cas "enveloppe", mais d'évaluer l'intégralité des cas réalistes afin d'assurer l'exhaustivité de la démonstration de sûreté et de ne pas oublier de cas pénalisants. Les différentes études d'accidents graves de RNR-Na ont permis d'identifier trois principaux types



## 1 Contexte général

---

d'évènements initiateurs susceptibles de mener à la dégradation du cœur. Ces trois familles de scénarios accidentels sont [13] :

- **les insertions de réactivité** (UTOP - Unprotected Transient OverPower) ;
- **les pertes partielles ou totales de débit primaire non protégées**<sup>11</sup> (ULOF - Unprotected Loss Of Flow) ;
- **les accidents locaux de refroidissement** dont la propagation à une partie du cœur ne peut pas être évitée (USAF - Unprotected SubAssembly Fault).

Pour parvenir à démontrer la sûreté du réacteur si l'un de ces scénarios accidentels venait à se produire, l'étude d'accidents graves est réalisée à partir des deux approches complémentaires que sont l'approche déterministe et l'approche statistique, toutes deux décrites dans le paragraphe 1.2.5.

### 1.2.5 Approches déterministe et statistique

La démonstration de sûreté des réacteurs nucléaires français, REP comme RNR, repose à ce jour pour l'essentiel sur une approche déterministe.

#### Approche déterministe

L'approche déterministe consiste à réaliser l'étude approfondie, à partir de codes mécanistes tels que SIMMER, d'un nombre limité d'accidents "enveloppes" de manière conservative, tant du point de vue des hypothèses que des critères de sûreté appliqués.

Cependant, de par son caractère non exhaustif quant aux familles de scénarios retenues, il ne peut être exclu que la démarche déterministe ignore certains initiateurs ou phénomènes pénalisants lors du déroulement du transitoire, et donc certaines séquences accidentelles. En complément de cette approche déterministe, la sûreté des réacteurs de troisième et quatrième génération se doit d'inclure un volet d'études statistiques.

#### Constats

C'est en 2011 que le CEA a décidé d'associer études déterministes et études statistiques pour la démonstration de la sûreté d'ASTRID suite à deux constats :

- les outils de simulations des accidents graves de réacteurs au sodium utilisés dans l'approche déterministe, tels que SIMMER, font intervenir de nombreux couplages physiques (*cf.* figure 1.9). Leurs modèles incluent notamment des paramètres ajustés et peu connus. Aussi, chaque simulation requiert de très longs temps de calculs (de l'ordre de plusieurs semaines voire plusieurs mois). Il est donc impossible de réaliser avec de tels outils des études de sensibilité à des paramètres incertains, et d'autant plus de conduire des études de propagation d'incertitudes. Par ailleurs, les modèles utilisés dans ces codes sont très nombreux et parfois non adaptés aux configurations physiques rencontrées dans les scénarios d'accidents étudiés pour ASTRID. Par exemple, la comparaison des résultats de SIMMER à des résultats de cas tests simples à effets séparés montre que SIMMER simule mal les

---

11. "Non protégé" : supposant la défaillance des systèmes d'arrêt du réacteur due à leur inefficacité, leur activation trop tardive ou leur absence d'activation.

transferts de chaleur en convection naturelle, et qu'il simule des blocages de particules non réalistes dans des canaux verticaux [14] ;

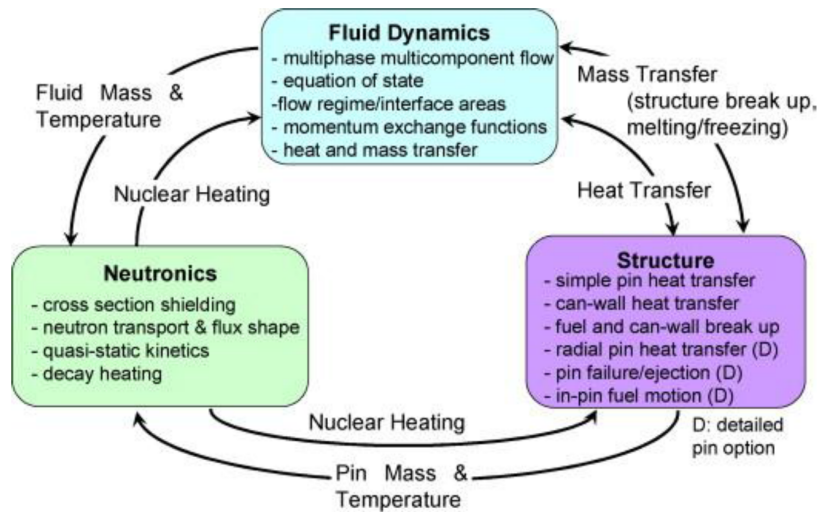


FIGURE 1.9 – Structure du code SIMMER [15]

- l’approche déterministe n’est plus suffisante pour mener à bien une démonstration de sûreté. De nombreuses autorités de sûreté demandent en effet à ce que les probabilités de dépasser les critères de sûreté soient désormais évoquées et discutées. La référence [16] stipule par exemple que “la démonstration de sûreté pour les tranches nucléaires de la prochaine génération<sup>12</sup> doit être faite de manière déterministe, complétée par des méthodes probabilistes et des travaux de recherche et de développement appropriés”. Une telle approche statistique de sûreté est déjà mise en œuvre en France avec succès pour les REP, dans les phases tardives de l’accident notamment, lorsque le cœur est sous forme de bain de corium [17]. En ce qui concerne les RNR-Na, un consensus général avait déjà été adopté dans les années 1980 [18], considérant qu’au vu de la complexité des accidents sur ce type de réacteur, l’approche déterministe n’était pas suffisante pour la démonstration de sûreté. Au Japon, une méthodologie pour réaliser des études probabilistes de sûreté pour les RNR-Na est en cours de développement [19], et une Etude Probabiliste de Sûreté de Niveau 2 (EPS2) a été réalisée pour évaluer la sûreté du RNR-Na MONJU [20]. Une approche similaire est suivie par IGCAR<sup>13</sup> en Inde, reconnaissant que, pour la réalisation d’études paramétriques, des modèles simples et robustes qui “capturent” les caractéristiques essentielles de la progression de l’accident sont préférables aux codes mécanistes et très coûteux en temps de calculs [21].

Comme illustré sur la figure 1.10, les études d’accidents graves dans le réacteur ASTRID sont donc réalisés au CEA d’une part suivant une approche déterministe avec le code mécaniste SIMMER (pour le calcul de transitoires de référence), d’autre part suivant une approche statistique afin d’estimer la variabilité associée à ces transitoires et de quantifier les marges vis-à-vis de critères de sûreté ou de conception donnés.

12. En l’occurrence la génération III.

13. Indira Gandhi Centre for Atomic Research

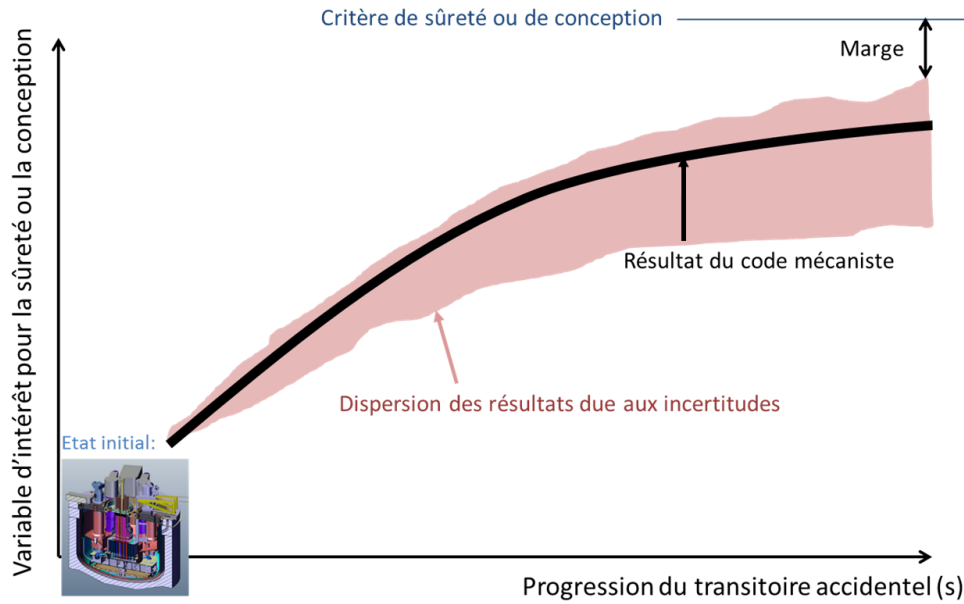


FIGURE 1.10 – Représentation de l'approche suivie par le CEA pour les études de sûreté, couplant études déterministes et statistiques

Comme expliqué dans le paragraphe suivant, l'approche d'étude statistique des accidents graves repose sur le couplage entre des outils physiques simples mais robustes et des techniques avancées de statistique permettant un traitement statistique des résultats.

### Approche statistique

Dans le cadre de l'approche statistique d'études des accidents graves pouvant survenir dans ASTRID, des outils physiques simples (au vu de la complexité des phénomènes multiphysiques simulés) sont développés en parallèle des codes mécanistes existants [22, 23]. Compte-tenu de leur robustesse et de leurs faibles temps de calculs, ces outils permettent un traitement statistique des résultats d'un grand nombre de simulations. Cette approche s'avère en effet indispensable, afin de tenir compte à la fois des incertitudes physiques et de la variabilité des conditions initiales menant à différents scénarios accidentels. En effet, des valeurs assez proches de certains paramètres peuvent conduire à des situations finales aux conséquences très différentes (effet seuil ou effet "falaise"). En outre, il est primordial de simuler l'ensemble des familles de scénarios envisageables. *In fine*, les études réalisées avec ce type d'outils fourniront des informations quantitatives sur les marges de sûreté vis-à-vis de critères donnés, ce qui n'est pas possible avec la seule utilisation des codes mécanistes. A terme, ces outils simples seront regroupés dans la plateforme d'outils physico-statistiques du CEA pour l'instant uniquement dédiée aux réacteurs à eau (plateforme PROCOR [17]).

Donnant des informations **fiables** (outils validés sur des essais existants et comparés à SIMMER), **complètes** (intégralité des scénarios traitée) et **quantitatives** (pourcentage de cas dépassant un critère donné), cette approche basée sur un couplage entre outils physiques et techniques d'analyse statistique des résultats constitue une aide certaine à la conception et à la démonstration de la sûreté des installations nucléaires. Elle est utilisée :

- en phase de conception pour réaliser un grand nombre d’études de sensibilité aux paramètres de conception du cœur et du réacteur ;
- à terme pour étudier la sensibilité des différents paramètres incertains sur les conséquences des accidents graves.

#### Famille d’outils physico-statistiques

Les outils physiques simples utilisés dans le cadre de l’approche statistique, illustrés sur la figure 1.11 pour les études dédiées à ASTRID, sont des briques élémentaires qui devront être associées au sein d’une plateforme d’outils physico-statistiques pour traiter les différents scénarios accidentels.

Les outils dédiés aux trois grandes familles d’accidents (présentées dans le paragraphe 1.2.4) sont BETINa<sup>14</sup> pour le BTI (Bouchage Total Instantané en pied d’assemblage), MACARENa<sup>15</sup> pour l’ULOF et OCARINa<sup>16</sup> pour l’UTOP [22]. Ces outils permettent la simulation de la phase d’initiation, de la phase primaire et de la phase de transition (BETINa seulement) de l’accident, mais pas celle de la phase secondaire. Cette phase est traitée par l’outil MARINa<sup>17</sup> qui est en relation avec LIDENa<sup>18</sup> pour le calcul du refroidissement des lits de débris. Enfin, l’outil ICONa<sup>19</sup>, qui simule l’interaction combustible/sodium, intervient dans de nombreux calculs de scénarios car il permet d’évaluer la surpression locale liée aux interactions entre le sodium et le combustible liquide, surpression qui gouverne les mouvements du fluide et l’intensité des chargements mécaniques sur la cuve.

Ces outils étant destinés à être utilisés dans les études de sûreté, chaque hypothèse simplificatrice doit être rigoureusement étayée et validée dans le domaine d’application visé, et les résultats fournis par l’outil doivent aussi être validés. Pour ce faire, ces résultats sont comparés aux résultats de cas tests à effets séparés ou globaux disponibles dans la littérature. Ils doivent aussi être comparés à des résultats de calculs obtenus avec des outils mécanistes (comme SIMMER). A terme, tous ces éléments devront être reportés dans un “**dossier de validation**” associé aux outils.

Comme cela est détaillé dans le paragraphe 1.3, cette thèse est dédiée à la création de l’outil physique MACARENa, qui simule l’ULOF (transitoire de type perte de débit non protégé) se produisant dans un RNR-Na (et plus spécifiquement dans le cœur CFV du réacteur ASTRID).

### 1.3 Présentation de l’outil MACARENa dédié à l’étude de l’ULOF

Pour le réacteur ASTRID, le transitoire ULOF revêt un caractère particulier. En effet, son cœur innovant de type CFV (décrit dans le paragraphe 1.1.3) a été conçu pour améliorer le comportement naturel du réacteur en cas de perte de débit. Pour ce cœur particulièrement, il s’agit donc d’étudier la possibilité de refroidissement du cœur en régime de circulation naturelle du sodium, monophasique ou diphasique.

---

14. Bouchage Total Instantané d’un assemblage de RNR-Na.

15. Modélisation de l’Accident d’Arrêt des pompes d’un Réacteur refroidi au sodium (Na).

16. Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de Réactivité en RNR-Na.

17. Mitigation et Relocalisation pour les RNR-Na.

18. Lit de Débris dans du sodium (Na).

19. Interaction Combustible-sodium (Na).

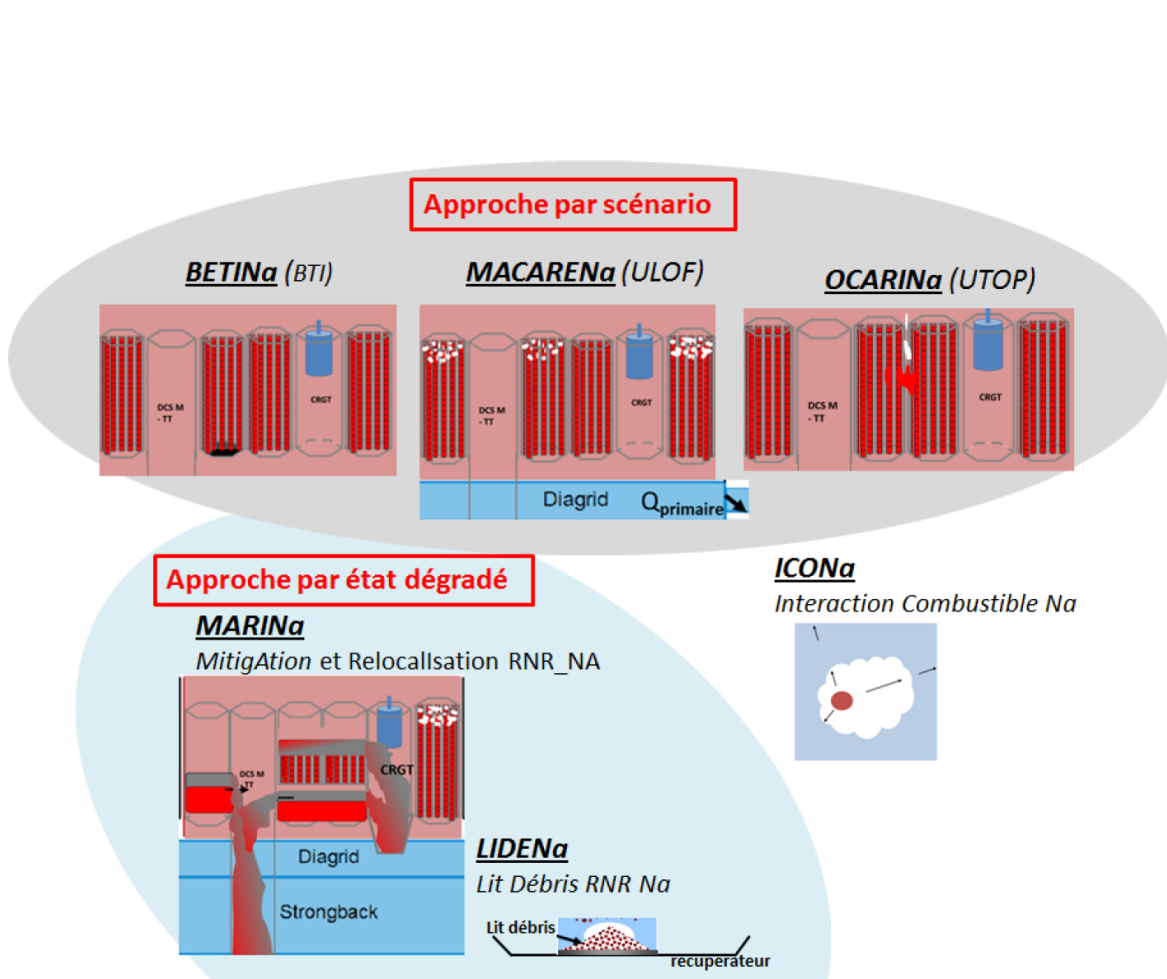


FIGURE 1.11 – Famille d’outils physico-statistiques développés au CEA depuis 2011 [22]

Dans ce cadre d'étude, l'outil MACARENa a pour objectif de simuler la phase d'initiation et la phase primaire d'un tel transitoire se produisant dans un RNR-Na. Le déroulement général de l'ULOF est d'abord présenté pour deux types de cœurs (homogène comme dans SuperPhénix ou hétérogène comme le CFV) dans le paragraphe 1.3.1<sup>20</sup>. La discrétisation du cœur dans MACARENa, qui a été établie dans l'optique de modéliser les phénomènes qui régissent ce déroulement, est ensuite décrite dans le paragraphe 1.3.2.

#### 1.3.1 Déroulement général de l'ULOF

##### Evènement initiateur

L'évènement initiateur de l'ULOF est l'arrêt des pompes primaires mécaniques (avec ou sans arrêt des pompes du circuit secondaire) combiné à la défaillance de l'AAR (Arrêt Automatique du Réacteur). Le déroulement du transitoire qui s'ensuit diffère selon la configuration du cœur.

##### Déroulement général de l'accident pour un cœur homogène (type SuperPhénix)

Le concept de cœur homogène considéré par le passé pour la conception des RNR-Na est présenté sur la figure 1.12. La hauteur de la colonne fissile est la même pour tous les assemblages du cœur<sup>21</sup>. Dans la suite, les différentes phases de l'accident sont présentées de manière synthétique (*cf.* figure 1.13).

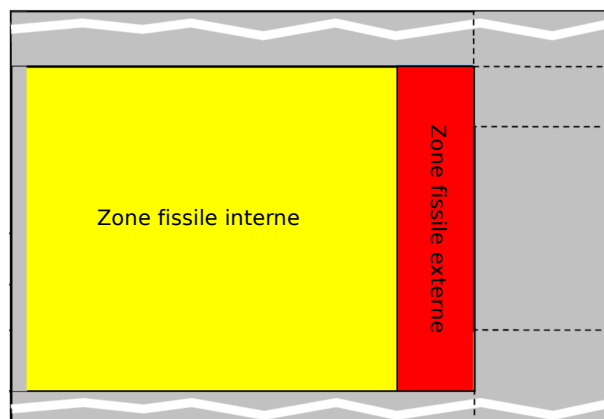


FIGURE 1.12 – Schéma d'un cœur homogène (type SuperPhénix) [24]

- Phase d'initiation (quelques dizaines de secondes)

La perte de débit primaire est progressive et globale (*i.e.* l'ensemble du cœur est affecté). La diminution progressive du débit dans le cœur entraîne l'échauffement du sodium. Ce dernier entre d'abord en ébullition au sommet de la colonne fissile des assemblages les plus chauds. L'ébullition se propage ensuite vers le bas des assemblages, dans la colonne fissile.

La progression du front d'ébullition vers le bas des assemblages n'est pas uniforme dans le cœur. Selon les zones de débit et les niveaux de puissance des assemblages, le dénoyage des faisceaux d'aiguilles est plus ou moins rapide. Le débit de sodium dans le cœur se répartit entre

20. La phénoménologie se produisant au cours de la séquence accidentelle sera décrite de manière plus détaillée dans les chapitres 2 pour la phase d'initiation et 3 pour la phase primaire.

21. La composition du combustible fissile diffère par contre entre le cœur interne et le cœur externe.

## 1 Contexte général

les différents assemblages en fonction de ces dénoyages : une redistribution du débit s'opère dans le cœur. Dans un cœur homogène, **la contre-réaction neutronique liée à la vidange du sodium est positive**. Le dénoyage des assemblages induit donc un effet positif en réactivité, suffisamment important pour engendrer un transitoire de sur-puissance (appelé excursion primaire de puissance).

- Phase primaire (quelques secondes)

L'augmentation exponentielle de la puissance liée à la vidange du cœur mène à la fusion du combustible, rapidement suivie de la fusion des gaines (ou de leur rupture mécanique selon les cas)<sup>22</sup>, puis à la dispersion d'une partie de ces matériaux fondus hors du cœur. Cette phase, principalement régie par l'effet en réactivité de ces mouvements de matières fondues, se termine avec la rupture d'un premier Tube Hexagonal (TH) dans le cœur.

- Phase de transition (quelques secondes)

Cette phase traite de l'extension radiale de la zone dégradée dans le cœur. Une fois le premier TH rompu, les matières fondues se propagent d'un assemblage à l'autre, jusqu'à la formation d'un bain fondu plus ou moins conséquent dans le cœur du réacteur. Cette extension radiale s'accompagne d'une compaction axiale des matières fondues. Suivant le mouvement des matériaux, cette phase présente de fortes variations de puissance.

- Phase secondaire (une minute à 30 minutes selon l'état du cœur en fin de phase primaire)

C'est désormais le mouvement des matériaux dans le bain fondu qui régit l'évolution de la réactivité et de la puissance dans le cœur. Le changement de distribution spatiale des matériaux (compaction, décantation, *etc.*) est susceptible d'induire de forts effets positifs en réactivité. Une excursion de puissance peut suivre (appelée excursion secondaire de puissance). Elle peut être à l'origine d'un important dégagement d'énergie mécanique, par vaporisation des matériaux du cœur puis détente d'une bulle pressurisée dans le cœur.

La figure 1.13 résume l'enchaînement général de ces différentes phases.

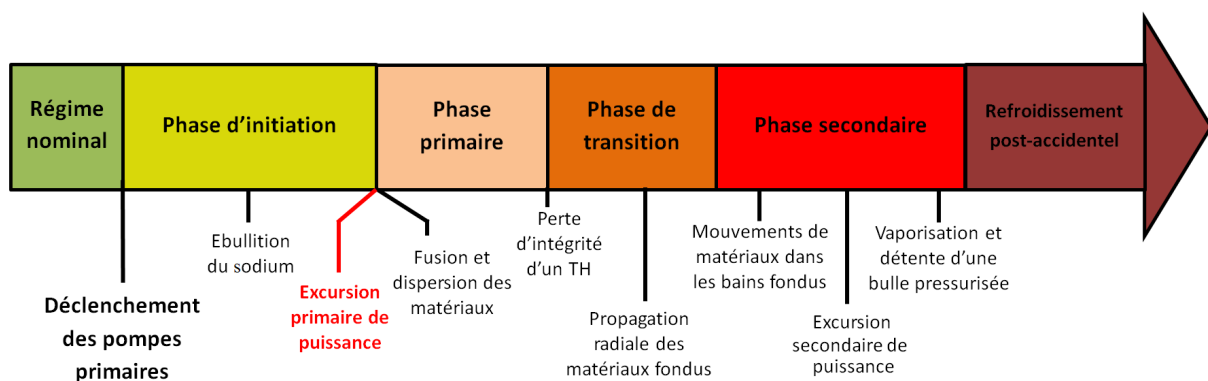


FIGURE 1.13 – Déroulement général d'un ULOF dans un cœur homogène (type SuperPhénix)

22. Selon les zones de débit, la répartition de la puissance dans le cœur et l'historique d'irradiation du combustible, la gaine peut fondre ou rompre avant le combustible dans certains assemblages.

#### Différences de déroulement de l'accident pour cœur hétérogène (type CFV)

Pour les raisons présentées dans le paragraphe 1.1.3, la principale spécificité du cœur CFV est que **la contre-réaction neutronique liée à la dilatation ou à la vidange du sodium dans le cœur est globalement très faible (voire négative)**, contrairement aux cœurs homogènes du passé.

L'échauffement du sodium dans les plénums du cœur abaisse donc la réactivité globale du cœur et retarde, voire empêche, l'ébullition du sodium. La phase d'initiation est donc beaucoup plus longue pour le concept CFV que pour un concept de cœur homogène. L'ébullition, si elle apparaît, n'entraîne ensuite pas d'excursion de puissance primaire mais fait au contraire chuter la puissance totale du cœur. En conséquence et selon les conditions de puissance, cette ébullition peut même se stabiliser dans les structures supérieures des assemblages (plénums et PNS). Pour le concept CFV, le cœur peut donc être refroidi par circulation naturelle du sodium (monophasique ou diphasique), auquel cas la séquence accidentelle s'arrête avant même la phase primaire.

Si les conditions de circulation naturelle ne peuvent être maintenues, une excursion de débit se produit dans les assemblages les plus chauds : leur débit d'entrée diminue drastiquement. Le dénoyage du faisceau d'aiguilles se poursuit alors jusqu'à l'atteinte des conditions d'assèchement de gaines au-dessus du front d'ébullition. L'échauffement des gaines et du combustible s'accélère alors, puis mène rapidement à leur fusion (ou rupture mécanique selon les cas). Le mouvement des matières fondues a un effet en réactivité important, qui peut conduire à une augmentation drastique de la puissance du cœur.

La phase primaire se termine finalement avec la rupture du premier TH dans le cœur. A cet instant, l'inventaire en matériaux fondus dans le cœur est beaucoup plus important pour le concept CFV que pour un cœur homogène, puisqu'aucune excursion primaire de puissance a permis la dispersion de matières fondues hors du cœur. La phénoménologie des phases de transition et secondaire, si elles ont lieu, est ensuite semblable pour un cœur homogène et un cœur hétérogène (*cf.* 1.3.1).

Le déroulement de l'ULOF dans le cœur CFV depuis l'évènement initiateur jusqu'au refroidissement post-accidentel peut finalement être synthétisé par la figure 1.14. L'arbre de la figure 1.15 synthétise plus particulièrement la phénoménologie de la séquence accidentelle jusqu'à la fin de la phase primaire.

#### 1.3.2 Description générale de l'architecture de l'outil MACARENa

Le niveau de modélisation du cœur choisi dans MACARENa doit permettre la restitution de tous les phénomènes physiques prépondérants régissant le déroulement d'un ULOF (phénomènes illustrés sur l'arbre d'évènements de la figure 1.15), tout en assurant des temps de calculs rapides en prévision de la réalisation d'études physico-statistiques. Le niveau et l'échelle des modélisations doivent donc être déterminés à partir des phénomènes à simuler, de même que le maillage du cœur et des assemblages.

#### Discrétisation du cœur

Les capacités des outils actuels ne permettent pas de décrire individuellement la totalité des assemblages du cœur<sup>23</sup> avec des temps de calculs raisonnables. A l'image de ce qui est fait dans

---

23. A titre d'exemple, le cœur CFV-V3 comporte un total de 288 assemblages combustibles [6].



# 1 Contexte général

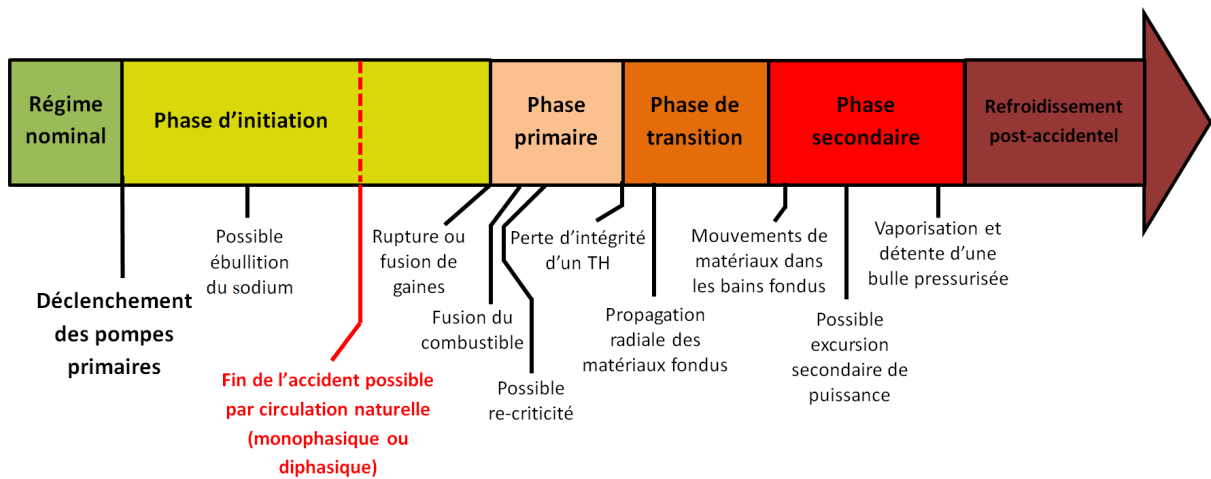


FIGURE 1.14 – Déroulement général d'un ULOF dans un cœur de type CFV

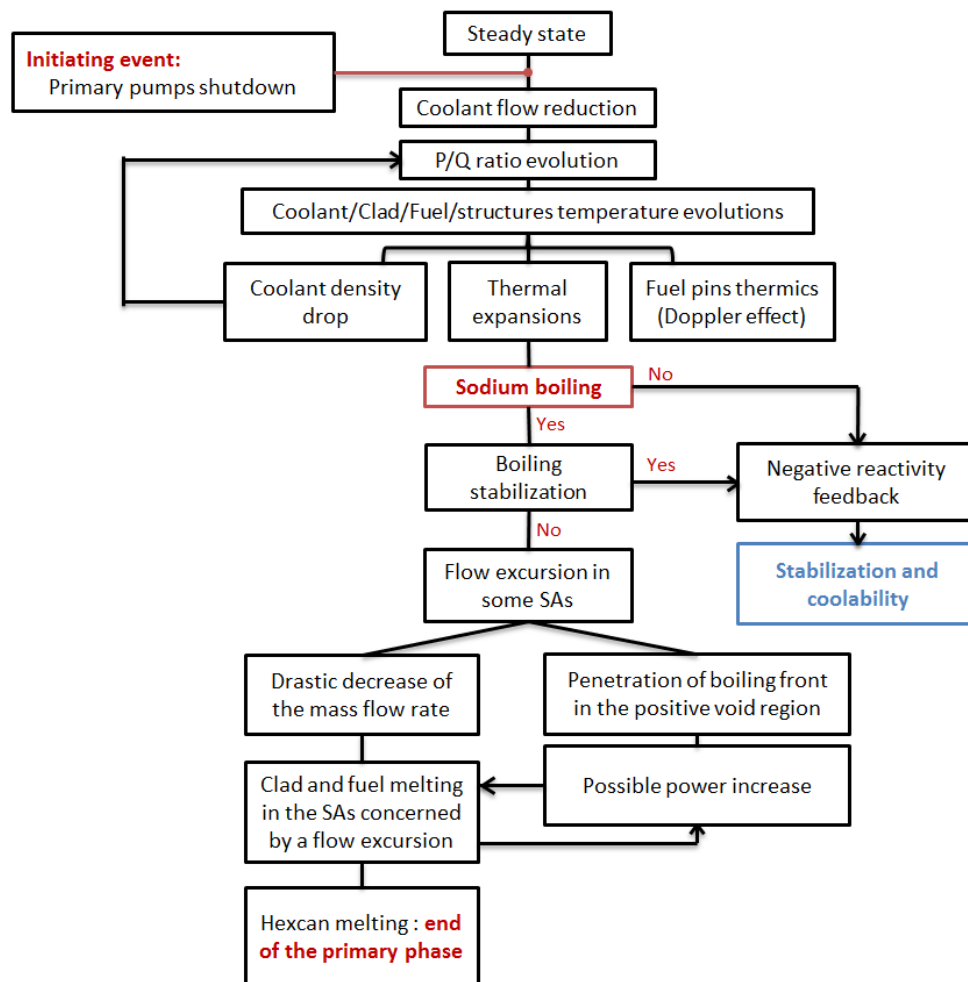


FIGURE 1.15 – Arbre d'évènements de la phase d'initiation et de la phase primaire d'un ULOF se produisant dans un cœur CFV jusqu'à la fin de la phase primaire (issu de [25])

les outils de référence CATHARE2 [26], SAS-SFR [27] ou SIMMER [28], un découpage du cœur en “dérivations” est donc réalisé dans MACARENa. Cela signifie que plusieurs assemblages sont regroupés selon un (ou des) critère(s) donné(s)<sup>24</sup> au sein d’une même dérivation, qui se comporte comme un assemblage moyen représentatif des assemblages qui la composent. A titre d’exemple, les 288 assemblages du cœur CFV-V3 sont représentés par 11 dérivations dans les calculs d’ULOF sur le cœur CFV actuellement effectués avec SIMMER [28], et par 31 dérivations dans les calculs effectués actuellement avec CATHARE2 [26].

Comme pour les jeux de données standards utilisés dans CATHARE2 [26] et SAS-SFR [27], ces  $N$  dérivations représentant les  $n$  assemblages du cœur sont modélisées dans MACARENa suivant une approche multi-1D. Cela signifie qu’aucun transfert (d’énergie ou de matière) n’est considéré entre une dérivation et les dérivations voisines. Toutes les dérivations sont cependant liées par les conditions de pression en entrée et en sortie d’assemblage, communes à toutes les dérivations du cœur.

#### Discrétisation d’un assemblage

Pour calculer avec des temps de calcul raisonnables les évolutions temporelles de la température moyenne des différents matériaux de l’assemblage<sup>25</sup> et, si elle a lieu, leur fusion, le faisceau d’aiguilles est modélisé par une aiguille représentative de tout l’assemblage, comme cela est fait dans CATHARE2 [26] et SIMMER [28]. A l’échelle cette aiguille représentative, une maille radiale par matériau est suffisante pour calculer l’évolution de la température moyenne de ce matériau. Connaître cette température moyenne suffit pour simuler leur échauffement, leur éventuel changement de phase, ainsi que les contre-réactions neutroniques qui pilotent le transitoire. La discrétisation 2D ( $r, z$ ) de l’assemblage dans MACARENa comporte donc 3 à 5 mailles radiales selon les éléments en présence dans la zone de l’assemblage modélisée<sup>26</sup>.

Pour calculer l’évolution du débit dans une dérivation, une modélisation 0D de son assemblage représentatif suffit (calcul détaillé dans le chapitre 2). Pour calculer l’échauffement du sodium, son ébullition et la propagation de la zone diphasique (phénomènes régissant le déroulement de la phase d’initiation), une modélisation 1D de l’écoulement de sodium dans chaque assemblage représentatif est par contre nécessaire<sup>27</sup>.

Finalement, la discrétisation d’un assemblage retenue dans MACARENa pour restituer tous les phénomènes physiques régissant le déroulement de l’ULOF est illustrée sur la figure 1.16 (au niveau de la colonne combustible).

La description de l’outil MACARENa est poursuivie dans les chapitres 2 (pour la phase d’initiation) et 3 (pour la phase primaire), qui présentent l’élaboration et la validation des modèles physiques de MACARENa.

---

24. Par exemple le rapport puissance/débit de chaque assemblage comme dans CATHARE2, ou la position de l’assemblage dans le cœur dans SIMMER.

25. Les matériaux considérés sont : le combustible, l’acier des gaines, le sodium s’écoulant dans l’assemblage, l’acier du tube hexagonal (TH) et le sodium s’écoulant dans l’espace inter-assemblage (IA).

26. Dans la colonne combustible, 5 mailles radiales sont considérées (correspondant au combustible, à la gaine, au sodium de l’assemblage, à l’acier du TH, puis au sodium de l’espace inter-assemblage). Dans les structures supérieures de l’assemblage (*i.e.* plénum, PNS, tête d’assemblage), seules 3 mailles sont considérées, correspondant au sodium de l’assemblage, au TH et/ou la PNS puis au sodium de l’espace inter-assemblage, .

27. L’écoulement du sodium se fait de manière quasi-unidirectionnelle suivant l’axe Oz (*i.e.* axialement).

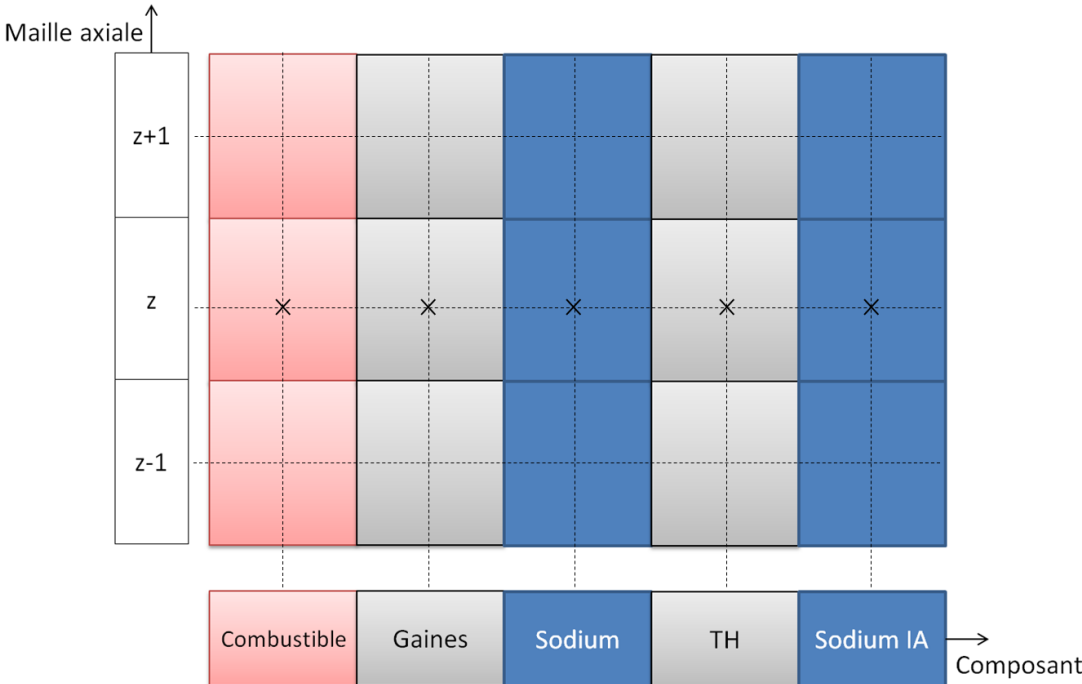


FIGURE 1.16 – *Discretisation 2D (axiale et radiale) de l'assemblage pour le calcul de l'écoulement de sodium, des évolutions en température et des changements de phase des différents matériaux (sodium, acier et combustible)*

#### A retenir du chapitre “Contexte général”

- Le projet de démonstrateur technologique ASTRID s’inscrit dans le cadre des recherches sur les réacteurs du futur (de quatrième génération). Du fait des avantages que procure cette filière, le concept de réacteur retenu pour ce prototype est le RNR-Na, seule filière alternative aux réacteurs à l’eau légère bénéficiant d’un large retour d’expérience.
- Bien qu’hypothétiques, les accidents graves sont étudiés dès la phase de conception du réacteur, d’une part afin de les prévenir, d’autre part afin de limiter leurs conséquences s’ils surviennent malgré les dispositifs de prévention mis en œuvre. En ce qui concerne le réacteur ASTRID, ces études d’accidents graves combinent une approche déterministe basée sur des calculs mécanistes d’accidents enveloppes et une approche statistique basée sur le couplage d’outils physiques simples avec des techniques avancées de statistique.
- Dans ce cadre, l’outil MACARENa est dédié à la modélisation physique de la phase d’initiation et de la phase primaire d’un transitoire ULOF dans un RNR-Na. Le déroulement de ce transitoire varie selon le design du cœur dans lequel il se produit. Pour un cœur homogène (type SuperPhénix), une excursion de puissance se produit lors de la vidange du cœur pendant la phase d’initiation. Au contraire, pour un cœur hétérogène (type CFV), la puissance chute dès l’échauffement du sodium et *a fortiori* lors de l’apparition de l’ébullition (si elle vient à apparaître). Sous certaines conditions, le refroidissement du cœur peut alors être assuré sous le simple effet de la circulation naturelle monophasique du sodium dans le cœur, ou d’une stabilisation de l’ébullition dans la partie haute de certains assemblages.
- Pour modéliser les différents phénomènes physiques qui régissent le déroulement d’un ULOF, la représentation du cœur dans MACARENa couple :
  - une modélisation multi-1D des assemblages pour le calcul de la réactivité nette du cœur, couplé à un modèle de cinétique 0D pour le calcul de l’évolution temporelle de la puissance totale. Les assemblages sont regroupés en dérivations, toutes représentées par un assemblage représentatif ;
  - une modélisation 0D de chaque assemblage représentatif pour le calcul de l’évolution du débit en entrée des assemblages ;
  - une modélisation 1D axiale de chaque assemblage représentatif pour l’écoulement du sodium (monophasique et/ou diphasique) ;
  - une modélisation 2D d’une aiguille représentative de chaque assemblage pour le calcul de l’échauffement du combustible, de la gaine et du sodium (et éventuellement leur changement de phase et relocalisation).



# Modélisation de la phase d'initiation

Comme cela est introduit dans le chapitre 1, l'outil MACARENa est dédié à la modélisation de l'ULOF dans un cœur de RNR-Na. Ce chapitre 2 est plus spécialement consacré à la description de la phase d'initiation et à sa modélisation. La première partie 2.1 porte sur la description de la phénoménologie de cette première phase de l'accident et à l'identification des phénomènes qui régissent son déroulement. Une fois identifiés, ces phénomènes physiques sont modélisés tels que décrits dans les paragraphes 2.2 pour la thermohydraulique et 2.3 pour le calcul de la puissance neutronique. Ces modèles, qui traitent donc du couplage neutronique-thermohydraulique du début de l'accident, sont ensuite validés sur les essais GR19 en ce qui concerne la thermohydraulique du sodium (paragraphe 2.4), puis comparés aux résultats d'une simulation effectuée avec le code système CATHARE2 afin de valider le couplage neutronique-thermohydraulique proprement dit (paragraphe 2.5).

## Sommaire

<b>2.1</b>	<b>Eléments généraux sur le déroulement de la phase d'initiation . . . . .</b>	<b>30</b>
2.1.1	Diminution du débit primaire et de la puissance du cœur . . . . .	30
2.1.2	Couplage entre neutronique et thermohydraulique . . . . .	30
2.1.3	Fin de la phase d'initiation . . . . .	33
<b>2.2</b>	<b>Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique . . . . .</b>	<b>33</b>
2.2.1	Modèle 0D pour le calcul de l'évolution du débit . . . . .	34
2.2.2	Modèle 2D pour le calcul de l'échauffement des matériaux . . . . .	39
2.2.3	Modèle 1D pour l'écoulement de sodium diphasique . . . . .	44
2.2.4	Synthèse de la modélisation de la thermique des aiguilles et de la thermohydraulique du sodium . . . . .	51
<b>2.3</b>	<b>Présentation des modèles de calcul de l'évolution de la puissance du cœur . . .</b>	<b>51</b>
2.3.1	Démarche d'évaluation de la puissance globale du cœur . . . . .	52
2.3.2	Equations de la cinétique ponctuelle . . . . .	53
2.3.3	Contre-réactions neutroniques . . . . .	54
2.3.4	Calcul de l'effet de dilatation différentielle Cœur-Cuve-Barres . . . . .	59
2.3.5	Description du circuit primaire . . . . .	63
<b>2.4</b>	<b>Validation des modèles de thermohydraulique . . . . .</b>	<b>66</b>
2.4.1	Présentation du support expérimental . . . . .	66
2.4.2	Présentation des expériences GR19 . . . . .	67
2.4.3	Régime établi . . . . .	69
2.4.4	Transitoires d'excursion de débit . . . . .	74
2.4.5	Transitoires d'ébullition stabilisée . . . . .	77
2.4.6	Synthèse de la validation des modèles de thermohydraulique en régime transitoire .	79
<b>2.5</b>	<b>Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2 . . . . .</b>	<b>81</b>
2.5.1	Description du couplage neutronique-thermohydraulique . . . . .	81
2.5.2	Caractéristiques du transitoire considéré . . . . .	82
2.5.3	Comparaison des régimes permanents . . . . .	83

### 2.1 Eléments généraux sur le déroulement de la phase d'initiation

La phase d'initiation du transitoire de perte de débit non protégé débute à l'instant du déclenchement des pompes primaires. Cet évènement initiateur se traduit par une diminution progressive de la pression de refoulement des pompes, à l'origine de la réduction du débit dans le cœur. Afin de bien comprendre la physique régissant le déroulement de l'ULOF pendant cette phase et de la modéliser, ce paragraphe introduit en détail le déroulement général du transitoire qui s'ensuit jusqu'au début de la phase primaire, c'est-à-dire jusqu'au premier instant de fusion des gaines dans le cœur. Cette phénoménologie est illustrée par des résultats de simulations de codes mécanistes (CATHARE2 et SIMMER-III).

#### 2.1.1 Diminution du débit primaire et de la puissance du cœur

Au début du transitoire de perte de débit primaire, ce sont les variations du rapport Puissance/Débit dans les différents assemblages qui régissent le transitoire :

- le débit  $Q_{cœur}$  varie selon les caractéristiques des pompes primaires et la résistance hydraulique du circuit primaire ;
- la puissance du cœur  $W_{cœur}$  varie en fonction des contre-réactions neutroniques. Les contre-réactions prépondérantes au début du transitoire sont principalement l'effet Doppler (directement lié aux variations de température du combustible), les dilatations des solides (acier et combustible) et la dilatation du sodium. A cela viennent s'ajouter les effets systèmes, comme l'effet de dilatation différentielle Cœur-Cuve-Barres, qui introduisent généralement une réactivité négative dans le cœur. Au début du transitoire, l'effet global en réactivité étant négatif, la diminution du débit dans le cœur du réacteur s'accompagne d'une diminution plus ou moins rapide de la puissance neutronique.

A titre d'exemple, la figure 2.1 associe évolution de puissance du cœur et évolution de débit primaire calculées avec le logiciel CATHARE2 pour un transitoire ULOF.

#### 2.1.2 Couplage entre neutronique et thermohydraulique

La diminution de la puissance du cœur pendant le transitoire est plus lente que la diminution du débit primaire : le rapport  $W_{cœur}/Q_{cœur}$  augmente, comme le montre la figure 2.2 qui est issue du même calcul de transitoire que les figures 2.1. En conséquence, le sodium circulant dans le cœur s'échauffe et la température des différents matériaux du cœur évolue. Leur dilatation induit d'importants effets neutroniques qui pilotent la réactivité du cœur.

Ce couplage entre neutronique et thermohydraulique est déterminant en ce qui concerne la phase d'initiation de l'ULOF, puisqu'il détermine les bifurcations vers les différentes branches de la suite du scénario :

- si la puissance du cœur diminue suffisamment rapidement par rapport à la diminution du débit, le sodium n'entre pas en ébullition pendant le transitoire. **Le refroidissement du cœur est alors possible en circulation naturelle monophasique** (liquide). L'état final du cœur est stable (puissance, débit, *etc.*) ;

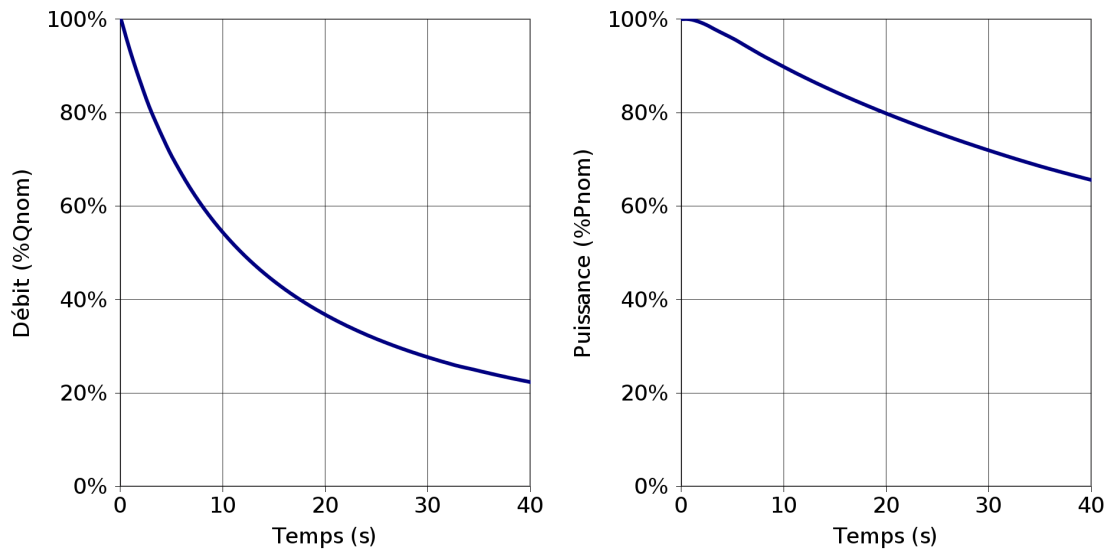


FIGURE 2.1 – Décroissance de débit (gauche) et de puissance (droite) calculées avec CATHARE2 pour un début de transitoire de perte de débit non protégé caractérisé par un temps de demi-débit primaire de 12 s (pour un cœur de type CFV-V3 en fin de cycle) [29]

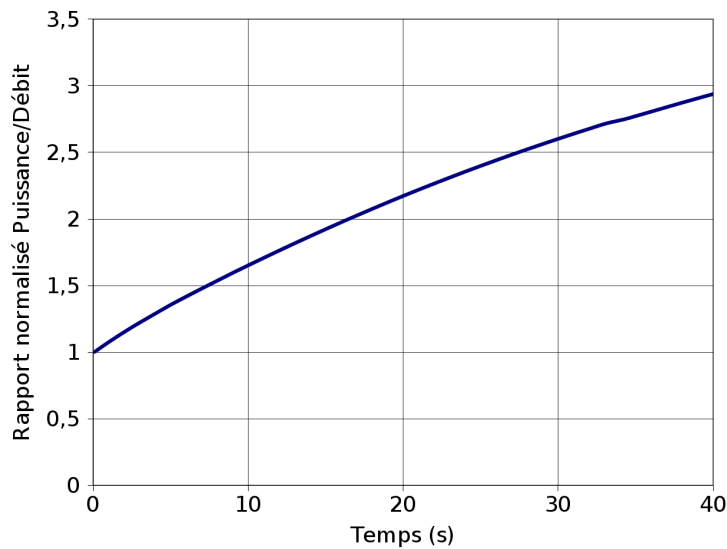


FIGURE 2.2 – Évolution temporelle du rapport (Puissance totale du cœur / Débit total entrant dans le cœur) calculée avec CATHARE2 pour un début de transitoire de perte de débit non protégé caractérisé par un temps de demi-débit primaire de 12 s (pour un cœur de type CFV-V3 en fin de cycle) [29]



## 2 Modélisation de la phase d'initiation

- si la diminution de puissance n'est pas assez rapide vis-à-vis de celle du débit, **l'ébullition se produit au sommet des assemblages les plus chauds**. Comme illustré sur la figure 2.3, cette vaporisation s'accompagne d'un fort effet neutronique, induisant d'importantes variations de la puissance du cœur (principalement liées à l'effet de vidange du sodium). Selon l'évolution de la puissance, le régime d'ébullition dans les assemblages concernés peut être :
  - **stable statiquement**, *i.e.* le front d'ébullition est stable et l'assemblage est refroidi en circulation naturelle diphasique (possible seulement si la puissance du cœur se stabilise autour d'une valeur quasi-constante) ;
  - **stable avec des instabilités dynamiques**, *i.e.* caractérisé par une succession de cycles monophasique-diphasique (chouage comme défini dans [30]), engendrée par exemple par le couplage entre neutronique et thermohydraulique induisant des oscillations de la puissance du cœur (*cf.* figure 2.3).
  - **instable**, auquel cas un transitoire d'excursion de débit se produit, réduisant drastiquement le débit dans les assemblages. L'ébullition se propage alors vers le bas des assemblages et se généralise dans le cœur. L'état du cœur n'est alors pas refroidissable et la dégradation des aiguilles combustibles débute.

NB : la notion d'excursion de débit, comme les critères de stabilité statique ou d'instabilité de l'écoulement dans un assemblage, est synthétisée dans l'annexe A.

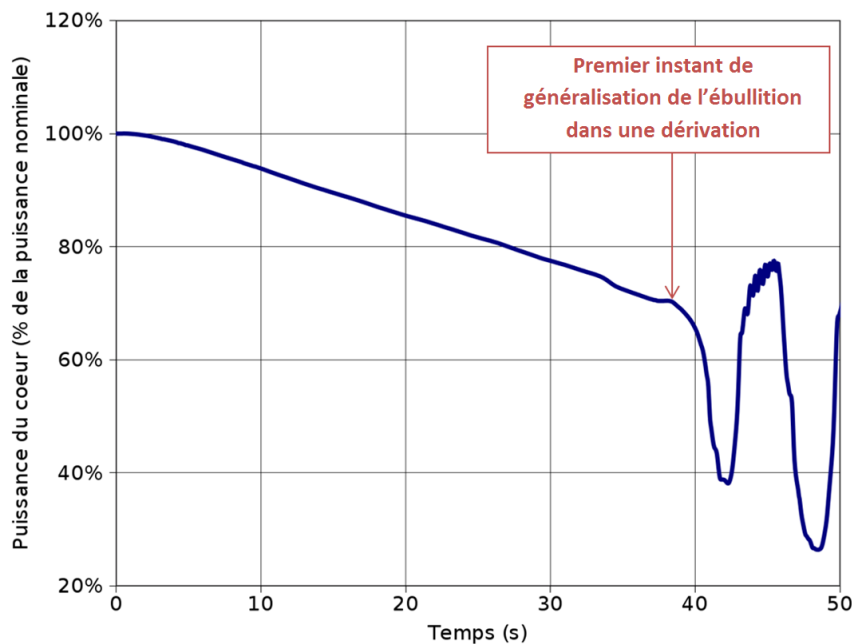


FIGURE 2.3 – Evolution temporelle de la puissance lors d'un début de transitoire ULOF simulé avec le logiciel SIMMER-III (cœur CFV en début de vie, temps de demi-débit de 9 s) [28]

### 2.1.3 Fin de la phase d'initiation

Si le couplage neutronique-thermohydraulique est tel que l'ébullition survient dans un assemblage, et que le régime d'ébullition y est instable, une excursion de débit se produit, réduisant drastiquement le débit dans cet assemblage.

L'instant d'assèchement des gaines qui fait suite à une excursion de débit coïncide plus ou moins avec l'instant d'annulation du débit dans l'assemblage [31]. Cet assèchement se produit en premier lieu au sommet de la colonne fissile supérieure de l'assemblage en question. Le sodium encore présent dans l'assemblage se vaporise alors et l'ensemble du faisceau d'aiguilles se trouve très rapidement asséché, comme observé lors des essais GR19-I par exemple [32, 33]. Dès lors, les matériaux solides (combustible, gaines et TH) s'échauffent puis commencent à fondre lorsque leur température atteint leur température de solidus. Pour un transitoire de type ULOF<sup>1</sup>, la phase d'initiation se termine au premier instant de fusion de gaine dans le cœur.

La phase d'initiation est donc principalement régie par la thermohydraulique du sodium (évolution du débit dans les assemblages, apparition puis éventuelle stabilisation de l'ébullition, chouchage, excursion de débit, *etc.*) et par le couplage neutronique qui lui est associé (contre-réactions neutroniques liées à l'échauffement des matériaux et vaporisation du sodium). L'aptitude de MACARENa à simuler ces différents types de transitoires est fondamentale afin de démontrer les gains apportés par le cœur CFV sur la sûreté du réacteur. Les modèles élaborés pour décrire ces phénomènes sont traités dans les paragraphes 2.2 (thermique et thermohydraulique) et 2.3 (couplage thermohydraulique-neutronique).

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

L'objectif de ce paragraphe 2.2 est de décrire la modélisation associée à la thermique des aiguilles et à la thermohydraulique du sodium pendant la phase d'initiation d'un ULOF. Ces modèles doivent être en mesure de restituer chacun des phénomènes physiques prépondérants identifiés et décrits dans le paragraphe 2.1. A cette fin sont couplés pour chaque assemblage représentatif du cœur :

- **un modèle 0D pour la conservation de la quantité de mouvement** entre les bornes de l'assemblage, qui permet de calculer l'évolution temporelle du débit moyen dans l'assemblage en question (paragraphe 2.2.1) ;
- **un modèle 2D (axial-radial) pour la conservation de l'énergie** dans les différents matériaux de l'aiguille caractéristique de l'assemblage, pour le calcul des évolutions temporelles de leurs températures et de leurs fusions (paragraphe 2.2.2) ;
- **un modèle 1D (axial) pour l'écoulement de sodium** dans l'assemblage pour le calcul de son échauffement et de sa vaporisation, incluant un modèle de mélange avec déséquilibres thermique et dynamique pour l'écoulement diphasique (paragraphe 2.2.3).

---

1. Pour un transitoire de type UTOP (insertion rapide de réactivité), la phénoménologie est différente : le combustible fond généralement avant la gaine qui l'entoure.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

---

### 2.2.1 Modèle 0D pour le calcul de l'évolution du débit

#### Initiateur du transitoire de perte de débit

La perte de débit primaire est initiée par le déclenchement des pompes primaires. La diminution progressive de  $\Delta P_{pompe}$  qui s'ensuit est modélisée par la loi suivante :

$$\Delta P_{pompe}(t) = \frac{\Delta P_{pompe0}}{\left(1 + \frac{t}{\tau_{1/2}}\right)^2} \quad (2.1)$$

Dans cette loi de décroissance, le paramètre  $\tau_{1/2}$  représente le temps au bout duquel le débit massique total du cœur a diminué de moitié (en  $s$ ). Dans la suite, ce paramètre, qui sera probabilisé lors de l'étude physico-statistique présentée dans le chapitre 4, est appelé temps de demi-débit primaire.

#### Évolution du débit global dans le cœur

L'évolution temporelle du débit global dans le cœur  $Q_{cœur}(t)$  est déduite de l'évolution du débit dans chacun des  $n$  assemblages du cœur<sup>2</sup>, noté  $Q_i(t)$  :

$$Q_{cœur}(t) = \sum_{i=1}^n Q_i(t) \quad (2.2)$$

Pour calculer l'évolution du débit dans chaque assemblage représentatif, la conservation de la quantité de mouvement est appliquée entre les extrémités de l'assemblage  $i$  en question.

#### Conservation de la quantité de mouvement sur un assemblage

Pour un système unidirectionnel orienté selon l'axe  $Oz$  (comme celui qui est considéré pour la modélisation d'un assemblage dans MACARENa), la conservation de quantité de mouvement peut se résumer à la formulation suivante :

$$\frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{G^2}{\rho} \right) = -\frac{\partial P}{\partial z} - \rho g - f \frac{G^2}{2\rho D_h} \quad (2.3)$$

Avec  $G$  la vitesse massique dans l'écoulement (en  $kg/s.m^2$ ),  $\rho$  la densité moyenne du fluide (en  $kg/m^3$ ) et  $P$  la pression dans l'écoulement (en  $Pa$ ). Pour plus de détails quant à l'obtention de cette relation de conservation, le lecteur pourra se référer à l'ouvrage [30]. Cette équation de conservation peut aussi être écrite de manière à isoler le gradient de pression :

$$-\frac{\partial P}{\partial z} = \rho g + f \frac{G^2}{2\rho D_h} + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{G^2}{\rho} \right) \quad (2.4)$$

En intégrant cette équation 2.4 dans le sodium de l'assemblage  $i$  situé entre les bornes  $z = 0$  et  $z = Z_{cœur}$  (volume de contrôle représenté en rouge sur le schéma 2.4) et en considérant la

---

2. On rappelle que les assemblages du cœur sont regroupés en dérivations comme expliqué dans le paragraphe 1.3.2.

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

variable  $Q_i(z, t)$  (débit massique à la cote axiale  $z$  de l'assemblage  $i$ , en  $kg/s$ ) elle devient :

$$\begin{aligned}
 - \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial P_i(z, t)}{\partial z} dz = & \int_0^{Z_{coeur}} \rho_{Na_i}(z, t) g dz \\
 & + \int_0^{Z_{coeur}} f_i(z, t) \frac{Q_i(z, t)^2}{2\rho_{Na_i}(z, t) S_{Na_i}(z)^2 D_{hi}(z)} dz \\
 & + \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial z} \frac{Q_i(z, t)^2}{\rho_{Na_i}(z, t) S_{Na_i}(z)^2} dz \\
 & + \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial t} \frac{Q_i(z, t)}{S_{Na_i}(z)} dz
 \end{aligned} \tag{2.5}$$

où  $S_{Na}(z)$  représente la section de passage du sodium dans le canal d'écoulement (en  $m^2$ ).

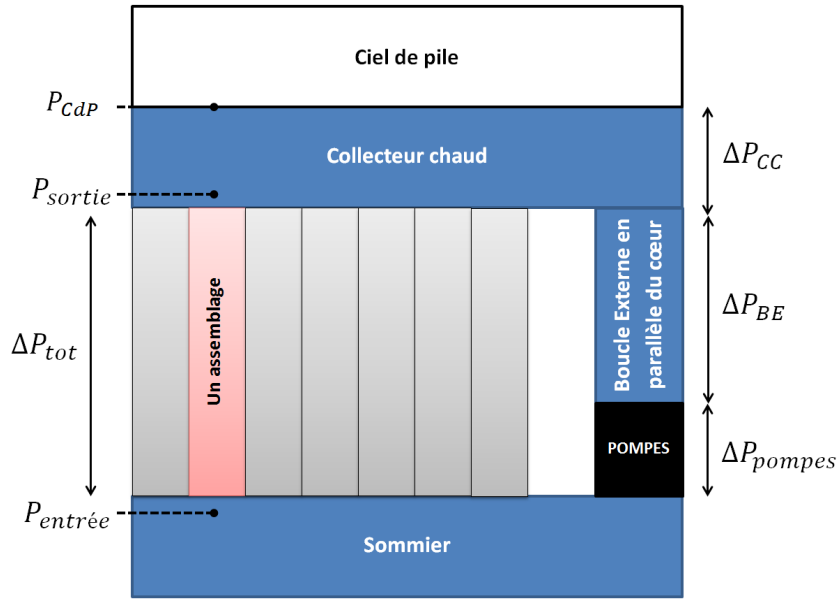


FIGURE 2.4 – Représentation schématique d'un assemblage représentatif au sein du circuit primaire du réacteur

Comme cela était déjà considéré dans les travaux [34] relatifs à la modélisation des transitoires de redistribution de débit dans un RNR-Na, le débit est supposé constant sur toute la hauteur de l'assemblage pour un transitoire lent comme l'ULOF<sup>3</sup> :

$$\forall z : Q_i(z, t) = \overline{Q_i(t)} \tag{2.6}$$

3. Car le terme instationnaire dans l'équation de conservation de la masse est alors petit devant le terme convectif.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Ce débit moyen, qui est aussi le débit d'entrée dans l'assemblage dans le cadre d'une approche 0D, peut être déterminé à partir de l'équation 2.5 qui peut désormais s'écrire :

$$\begin{aligned}
-\int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial P_i(z, t)}{\partial z} dz = & \int_0^{Z_{coeur}} \rho_{Na_i}(z, t) g dz \\
& + \int_0^{Z_{coeur}} f_i(z, t) \frac{\overline{Q_i(t)}^2}{2\rho_{Na_i}(z, t) S_{Na_i}(z)^2 D_{hi}(z)} dz \\
& + \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial z} \frac{\overline{Q_i(t)}^2}{\rho_{Na_i}(z, t) S_{Na_i}(z)^2} dz \\
& + \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial t} \frac{\overline{Q_i(t)}}{S_{Na_i}(z)} dz
\end{aligned} \tag{2.7}$$

Cette équation est composée des termes suivants :

- la perte de charge externe imposée entre les deux extrémités du cœur par la boucle externe (volume représenté en bleu sur le schéma 2.4). Il s'agit du membre de gauche, qui est noté  $\Delta P_{exti}(t)$  dans la suite du texte, et qui est calculé à partir de la loi 2.1 ;
- la perte de charge interne dans l'assemblage en régime établi, notée  $\Delta P_{int CI_i}$ <sup>4</sup>. Il s'agit de la somme des pertes de charge gravitaire, par accélération, par frottement et singularités dans l'assemblage  $i$  (trois premiers termes du membre de droite) ;
- le terme instationnaire ( $\int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial t} \frac{\overline{Q_i(t)}}{S_{Na_i}(z)} dz$ ). En appelant  $k_{QdM_i}$  le terme ( $\int_0^{Z_{coeur}} \frac{1}{S_{Na_i}(z)} dz$ ) (qui s'exprime en  $m^{-1}$  et qui ne dépend que des caractéristiques géométriques de l'assemblage), ce terme instationnaire peut s'écrire :

$$\int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial t} \frac{\overline{Q_i(t)}}{S_{Na_i}(z)} dz = k_{QdM_i} \frac{d\overline{Q_i(t)}}{dt} \tag{2.8}$$

Finalement, la conservation de la quantité de mouvement appliquée en 0D sur l'assemblage  $i$  (équation 2.5) peut s'exprimer à l'aide des pertes de charge  $\Delta P_{exti}$  et  $\Delta P_{int CI_i}$ , et du terme instationnaire comme suit :

$$\frac{d\overline{Q_i(t)}}{dt} = \frac{\Delta P_{exti}(t) - \Delta P_{int CI_i}(t)}{k_{QdM_i}} \tag{2.9}$$

En régime transitoire, c'est donc bien la différence entre les deux pertes de charge interne (en régime établi) et externe qui pilote l'évolution du débit moyen dans l'assemblage, qui est assimilé au débit d'entrée.

### Calcul de la perte de charge externe

Dans la suite, l'indice  $CdP$  réfère au ciel de pile, l'indice  $BE$  réfère à la boucle externe en parallèle du cœur, et l'indice  $CC$  réfère au Collecteur Chaud (*cf.* figure 2.4).

La perte de charge imposée par la boucle externe entre l'entrée et la sortie de chaque assemblage  $i$  s'écrit :

$$\Delta P_{exti}(t) = P_{entreei}(t) - P_{sortie_i}(t) \tag{2.10}$$

La pression de sortie est la même pour tous les assemblages du cœur :

$$P_{sortie}(t) = P_{CdP} + \Delta P_{CC}(t) \tag{2.11}$$

---

4. L'indice  $CI$  est choisi car il s'agit de la perte de charge considérée pour le tracé des Caractéristiques Internes.

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

La pression d'entrée, elle, varie pour chaque assemblage du fait des pertes de charge liées aux frottements en amont<sup>5</sup> de chaque assemblage  $\Delta P_{amont_i}$  :

$$P_{entrée_i}(t) = P_{CdP} + \Delta P_{CC}(t) + \Delta P_{BE}(t) + \Delta P_{pompe}(t) + \Delta P_{amont_i}(t) \quad (2.12)$$

Finalement, il vient :

$$\Delta P_{ext_i}(t) = \Delta P_{BE}(t) + \Delta P_{amont_i}(t) + \Delta P_{pompe}(t) \quad (2.13)$$

Avec :

- $\Delta P_{BE}(t) = \rho_{NaBE}(t)gZ_{coeur}$ , la perte de charge gravitaire dans la boucle externe parallèle au cœur ;
- $\Delta P_{amont_i}(t) = -k_{CE}\overline{Q}_i(t)^2$  (formulation analytique issue de [34]), la perte de charge en amont de l'assemblage  $i$  qui dépend du débit dans cet assemblage. Le paramètre de courbure de la caractéristique externe  $k_{CE}$  (en  $m^{-1}.kg^{-1}$ ) est nul lorsque la caractéristique externe est horizontale (les pertes de charge en amont de l'assemblage sont alors négligées, cf. figure A.2 de l'annexe A) ;
- $\Delta P_{pompe}(t)$ , la perte de charge liée aux pompes primaires, dont l'évolution est imposée par l'équation 2.1.

Le minimum de cette perte de charge totale  $\Delta P_{ext_i}(t)$  entre les deux extrémités de l'assemblage est obtenu pour  $t \rightarrow \infty$  (*i.e.* lorsque le terme  $\Delta P_{pompe}(t)$  s'annule). Ce minimum correspond au poids de la colonne de sodium froid liquide en parallèle de l'assemblage lorsque la pompe a cessé de fonctionner.

**NB :** lorsque la perte de charge par frottement en amont de l'assemblage est nulle, la perte de charge totale aux bornes de l'assemblage ne dépend pas du débit  $\overline{Q}_i$  (conformément à ce qui est décrit dans l'annexe A). Elle est alors commune à tous les assemblages et s'écrit :

$$\Delta P_{ext}(t) = \rho_{NaBE}(t)gZ_{coeur} + \Delta P_{pompe}(t) \quad (2.14)$$

### Calcul de la perte de charge interne

Pour calculer l'évolution du débit  $\overline{Q}_i$  dans chaque assemblage  $i$  en fonction du temps *via* l'équation 2.9, nous devons connaître la perte de charge interne dans l'assemblage en supposant l'écoulement établi :  $\Delta P_{int\ CI_i}(t)$ . Cette perte de charge interne représente la somme des différents termes dont le calcul est présenté dans la suite (termes de frottement, gravitaire, d'accélération et de singularité) :

$$\Delta P_{int\ CI_i}(t) = \Delta P_{frott_i}(t) + \Delta P_{sing_i}(t) + \Delta P_{grav_i}(t) + \Delta P_{acci}(t) \quad (2.15)$$

Pour calculer la perte de charge dans les mailles où le sodium est diphasique, on utilise un modèle de mélange avec déséquilibres (thermique et dynamique). Le terme  $\rho_{Na}$  désigne alors la masse volumique du fluide sodium (pondérée selon le taux de présence des phases liquide et vapeur), et le terme  $G$  désigne la vitesse massique moyenne dans l'écoulement. Pour plus de détails sur le calcul de cette masse volumique moyenne et sur le modèle d'écoulement choisi, le lecteur pourra se référer au paragraphe 2.2.3.

- Perte de charge par frottement :

La perte de charge par frottement dans l'assemblage  $i$  se décompose en deux termes :

$$\Delta P_{frott_i}(t) = \Delta P_{frott\ mono\Phi_i}(t) + \Delta P_{frott\ di\Phi_i}(t) \quad (2.16)$$

---

5. C'est-à-dire entre le refoulement du sodium des pompes primaires et l'entrée du sodium dans l'assemblage.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Avec :

- $\Delta P_{frott\ mono\Phi_i}$  la perte de charge dans les zones monophasiques ;
- $\Delta P_{frott\ di\Phi_i}$  la perte de charge dans les zones diphasiques.

En régime d'écoulement monophasique, la perte de charge par frottement est calculée à l'aide de l'équation de Darcy-Weisbach (*cf.* [35] pour plus de détails). En notant  $z_{inf}$  et  $z_{sup}$  les cotes inférieures et supérieures de la zone monophasique liquide, et  $v_{Na}$  la vitesse du sodium liquide (en  $m/s$ ) :

$$\Delta P_{frott\ mono\Phi_i}(t) = \int_{z_{inf}}^{z_{sup}} f_i(z, t) \frac{\rho_{Na_i}(z, t) v_{Na_i}(z, t)^2}{2D_{hi}(z)} dz \quad (2.17)$$

Dans cette corrélation, le coefficient de perte de charge régulière  $f_i$  (aussi appelé coefficient de frottement, sans dimensions) dépend du régime d'écoulement (*i.e.* du nombre de Reynolds  $Re_i$  du sodium) :

- en régime laminaire :  $f_i(z, t) = \frac{64}{Re_i(z, t)}$  (corrélation de Poiseuille).
- en régime turbulent :  $f_i(z, t) = 0.3164.Re_i(z, t)^{-0.25}$  (corrélation de Blasius).

Avec  $Re_i(z, t) = \frac{\rho_{Na_i}(z, t) v_{Na_i}(z, t) D_{hi}(z)}{\mu_{Na_i}(z, t)}$  et  $\mu_{Na}$  est la viscosité dynamique du sodium (en  $Pa.s$ ) .

En régime d'écoulement diphasique, le modèle de déséquilibre de Lockhart et Martinelli [36] est utilisé. Cette perte de charge peut alors s'exprimer en fonction de la perte de charge par frottement d'un écoulement monophasique liquide équivalent de vitesse  $v_{Na}^*$ , du titre thermodynamique à l'équilibre  $x_{eq}$  (dont le calcul est présenté dans le paragraphe 2.2.2) et de la densité du sodium à saturation  $\rho_{Na\ lsat}$  :

$$v_{Na}^* = \frac{(1 - x_{eq})\overline{Q_i}}{\rho_{Na\ lsat} S_{Na}} \quad (2.18)$$

Dans la suite, l'exposant \* réfère à cet écoulement équivalent. Les cotes  $z_{inf}'$  et  $z_{sup}'$  réfèrent aux cotes inférieure et supérieure de la zone diphasique. Il vient, en notant  $\Phi_l^2$  le facteur multiplicateur de Lockhart-Martinelli :

$$\Delta P_{frott\ di\Phi_i}(t) = \int_{z_{inf}'}^{z_{sup}'} \Phi_l^2(z, t) f_i^*(z, t) \frac{\rho_{Na_i}^*(z, t) v_{Na_i}^*(z, t)^2}{2D_{hi}(z)} dz \quad (2.19)$$

Le lecteur trouvera les détails de ce modèle de déséquilibre de Lockhart-Martinelli dans le paragraphe 2.2.3.

### • Perte de charge par singularité :

Les pertes de charge singulières sont liées aux modifications géométriques locales du canal d'écoulement (changements de direction ou de section de passage). Dans la suite, la singularité  $k$  se situe à la cote  $z_k$  et est caractérisée par un coefficient de perte de charge singulière  $K_{sing_k}$  et  $G_i(z_k, t)$  est la vitesse massique du sodium (en  $kg/(m^2.s)$ ) à l'instant  $t$  et à la cote  $z_k$ .

$$\Delta P_{sing_i}(t) = \sum_k K_{sing_k} \frac{G_i(z_k, t)^2}{2\rho_{Na_i}(z_k, t)} \quad (2.20)$$

Les coefficients de singularité  $K_{sing_k}$  sont calculés au moyen des lois recommandées par l'ouvrage d'Idel'cik [35] :

- élargissement brusque :  $K_{sing_k} = (1 - \frac{S_{amont}}{S_{aval}})^2$
- rétrécissement brusque :  $K_{sing_k} = \frac{1}{2}(1 - \frac{S_{aval}}{S_{amont}})$

Avec  $S_{amont}$  et  $S_{aval}$  les sections de passage du sodium respectivement en amont et en aval de la singularité (en  $m^2$ ).

- Perte de charge gravitaire :

La perte de charge gravitaire dans l'assemblage est exprimée comme suit :

$$\Delta P_{grav_i}(t) = \int_0^{Z_{coeur}} \rho_{Na_i}(z, t) g dz \quad (2.21)$$

- Perte de charge par accélération :

La formulation analytique de la perte de charge par accélération dans l'assemblage est la suivante :

$$\Delta P_{acci}(t) = \int_0^{Z_{coeur}} \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{G_i^2(z, t)}{\rho_{Na_i}(z, t)} \right) dz \quad (2.22)$$

Calculer la perte de charge interne en supposant le régime établi (équation 2.15) et la perte de charge externe (équation 2.13) permet de calculer l'évolution du débit dans chaque assemblage représentatif (équation 2.9) puis dans tout le cœur (équation 2.2).

Pour pouvoir calculer ces pertes de charge (qui dépendent notamment de la densité du sodium et de son taux de vide), il faut connaître l'évolution temporelle de la température du sodium dans chaque maille de l'assemblage, et donc la température des différents matériaux qui composent les aiguilles. Ces calculs font l'objet du paragraphe 2.2.2.

### 2.2.2 Modèle 2D pour le calcul de l'échauffement des matériaux

Pour calculer l'échauffement et le changement d'état (fusion ou vaporisation) des matériaux (données qui serviront pour le calcul des contre-réactions neutroniques, *cf.* paragraphe 2.3), il est nécessaire de déterminer les évolutions temporelles des températures des gaines, du combustible et du sodium dans chaque maille axiale de l'assemblage. A ces fins, un modèle 2D (axial-radial) est utilisé pour résoudre l'équation de conservation de l'énergie dans les différents matériaux (combustible, acier et sodium) d'un assemblage représentatif.

#### Échauffement des solides

La phénoménologie de la phase d'initiation d'un ULOF (*cf.* paragraphe 2.1) ne fait pas intervenir de phénomènes locaux dans les aiguilles. Une seule maille radiale pour chacun des matériaux est donc suffisante dans chaque maille axiale de l'aiguille, à l'image de ce qui est considéré dans SIMMER-III pour les calculs d'ULOF.

Les solides ne sont donc pas discrétisés radialement : seuls les transferts thermiques entre les différents matériaux sont calculés. L'équation de conservation de l'énergie est appliquée successivement à tous les composants de l'assemblage (combustible, gaines et sodium) de chaque maille axiale. Les transferts thermiques considérés sont synthétisés sur la figure 2.5, sur laquelle ils sont associés à leur résistance thermique caractéristique.

Dans la suite, les notations suivantes sont considérées :

- $\rho_k$ ,  $Cp_k$  et  $\lambda_k$  sont respectivement la masse volumique (en  $kg/m^3$ ), capacité calorifique (en  $J/(kg.K)$ ) et conductivité thermique (en  $W/(m.K)$ ) du matériau  $k$  ;



## 2 Modélisation de la phase d'initiation

- $T_k$  représente la température moyenne (en  $K$ ) du matériau  $k$  ;
- $V_k$  et  $S_k$  sont le volume (en  $m^3$ ) et la section radiale (en  $m^2$ ) du matériau  $k$  dans une maille ; les termes  $r_{k,i}$  sont les rayons caractéristiques  $i$  (interne, externe ou moyen) du matériau  $k$  dans chaque maille (en  $m$ ) et  $p_{k,i}$  les périmètres caractéristiques (en  $m$ ).  $\Delta z$  est la hauteur d'une maille ;
- $W_{th\ vol}$  est la puissance thermique volumique produite dans le combustible ( $W/m^3$ ) ;
- les termes  $h_i$  sont les coefficients d'échange (en  $W/(m^2.K)$ ) dans le sodium de l'assemblage (indice  $Na$ ), le sodium de l'espace inter-assemblages (indice  $NaIA$ ) et dans l'espace pastille-gaine (indice  $jeu$ ) ;
- $R_{ax\ k}$  les résistances thermiques axiales (de conduction) dans le matériau  $k$  (en  $K/W$ ) et  $R_{rad\ kl}$  les résistances thermiques radiales entre les matériaux  $k$  et  $l$  (en  $K/W$ ).

### • Combustible :

La conservation de l'énergie dans une maille de combustible s'écrit :

$$\rho_c(z, t) C p_c(z, t) \frac{\partial T_c(z, t)}{\partial t} = W_{th\ vol}(z, t) - \frac{1}{V_c(z)} \left[ \frac{T_c(z, t) - T_c(z - 1, t)}{R_{ax\ c}(z)} + \frac{T_c(z, t) - T_c(z + 1, t)}{R_{ax\ c}(z)} + \frac{T_c(z, t) - T_g(z, t)}{R_{rad\ cg}(z)} \right] \quad (2.23)$$

Avec les résistances thermiques caractéristiques des phénomènes de conduction et de convection :

$$R_{ax\ c}(z, t) = \frac{\Delta z}{\lambda_c(z, t) S_c}$$

$$R_{rad\ cg}(z, t) = \frac{\log\left(\frac{r_{c\ ext}}{r_{c\ moy}}\right)}{2\pi\lambda_c(z, t)\Delta z} + \frac{1}{h_{jeu}2\pi r_{Hemoy}\Delta z} + \frac{\log\left(\frac{r_{g\ moy}}{r_{g\ int}}\right)}{2\pi\lambda_g(z, t)\Delta z} \quad (2.24)$$

### • Gaines :

La conservation de l'énergie dans une maille de gaine s'écrit :

$$\rho_g(z, t) C p_g(z, t) \frac{\partial T_g(z, t)}{\partial t} = -\frac{1}{V_g(z)} \left[ \frac{T_g(z, t) - T_g(z - 1, t)}{R_{ax\ g}(z)} + \frac{T_g(z, t) - T_g(z + 1, t)}{R_{ax\ g}(z)} + \frac{T_g(z, t) - T_c(z, t)}{R_{rad\ cg}(z)} + \frac{T_g(z, t) - T_{Na}(z, t)}{R_{rad\ gNa}(z, t)} \right] \quad (2.25)$$

Avec :

$$R_{ax\ g}(z, t) = \frac{\Delta z}{\lambda_g(z, t) S_g}$$

$$R_{rad\ gNa}(z, t) = \frac{\log\left(\frac{r_{g\ ext}}{r_{g\ moy}}\right)}{2\pi\lambda_g(z, t)\Delta z} + \frac{1}{h_{Na}(z, t)2\pi r_{g\ ext}\Delta z} \quad (2.26)$$

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

### • Tubes Hexagonaux :

La conservation de l'énergie dans une maille de TH s'écrit :

$$\rho_{TH}(z,t)Cp_{TH}(z,t)\frac{\partial T_{TH}(z,t)}{\partial t} = -\frac{1}{V_{TH}(z)} \left[ \frac{T_{TH}(z,t) - T_{TH}(z-1,t)}{R_{ax TH}(z)} + \frac{T_{TH}(z,t) - T_{TH}(z+1,t)}{R_{ax TH}(z)} \right] + \frac{T_{TH}(z,t) - T_{Na}(z,t)}{R_{rad NaTH}(z,t)} + \frac{T_{TH}(z,t) - T_{NaIA}(z,t)}{R_{rad THIA}(z,t)} \quad (2.27)$$

Avec :

$$\begin{aligned} R_{ax TH}(z) &= \frac{\Delta z}{\lambda_{TH}(z,t)S_{TH}} \\ R_{rad NaTH}(z,t) &= \frac{1}{h_{Na}(z,t)p_{THint}\Delta z} + \frac{\log\left(\frac{r_{THmoy}}{r_{THext}}\right)}{2\pi\lambda_{TH}(z,t)\Delta z} \\ R_{rad THIA}(z,t) &= \frac{\log\left(\frac{r_{THext}}{r_{THmoy}}\right)}{2\pi\lambda_{TH}(z,t)\Delta z} + \frac{1}{h_{NaIA}(z,t)p_{THext}\Delta z} \end{aligned} \quad (2.28)$$

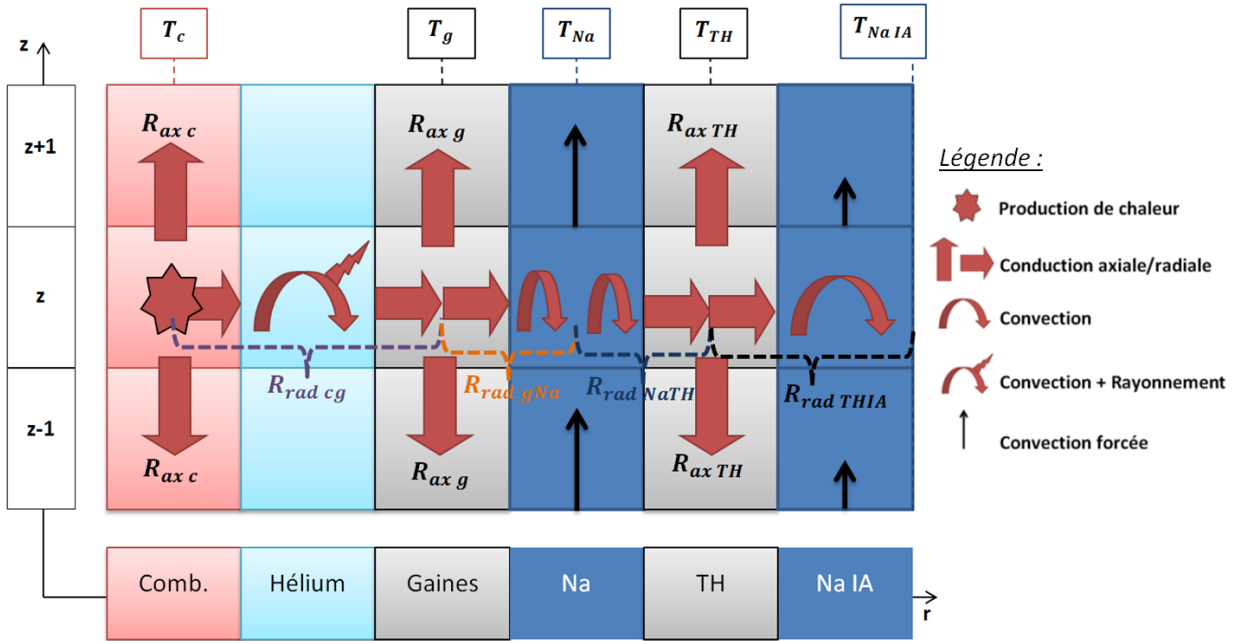


FIGURE 2.5 – Synthèse des transferts thermiques (et de la résistance thermique qui leur est associée) considérés dans le modèle pour les différents composants de l'assemblage représentatif

Les hypothèses formulées pour la résolution de ces équations sont les suivantes :

- la variation des propriétés physiques des différents matériaux ( $\rho_k$ ,  $Cp_k$  et  $\lambda_k$ ) avec la température  $T_k$  est prise en compte au moyen des corrélations expérimentales synthétisées dans [37] ;
- certaines mailles contiennent des gaines mais pas de combustible. Il s'agit des zones VES et VEI (cf. figure 1.5). Pour des raisons de simplicité, les échanges thermiques qui ont lieu dans ces zones (principalement conduction dans l'acier et convection dans le sodium et le gaz des

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

vases d'expansion) ne sont pas modélisés. En régime permanent, l'influence des transferts thermiques dans ces zones à très faible inertie thermique est négligeable, comme le montre la distribution axiale de température dans le sodium calculée par le logiciel CATHARE2 en figure 2.6. En régime transitoire, la très bonne conductivité du sodium et de l'acier dans ces zones (où il n'y a pas de production de puissance) conduit à des gradients thermiques très faibles, et donc à des transferts thermiques négligeables ;

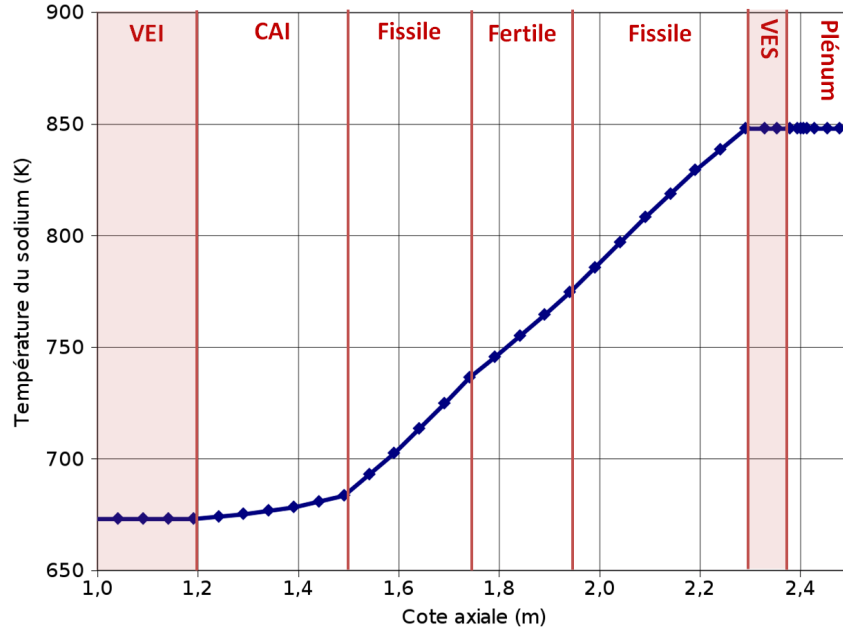


FIGURE 2.6 – Distribution axiale de température dans le sodium calculée par CATHARE2 [29] (résultat pour la dérivation la plus chaude du coeur CFV-V3 en fin de cycle et en régime nominal ; cf. figure 1.5 pour le schéma d'un assemblage)

- le sommet de la colonne fissile supérieure est considéré adiabatique : aucun transfert thermique par conduction axiale n'est considéré entre la maille supérieure de la colonne fissile supérieure et la maille inférieure du VES. La même hypothèse est réalisée entre la CAI (Couverture Axiale Inférieure) et le VEI (Vase d'Expansion Inférieur). Cette hypothèse est justifiée par le caractère isolant du gaz présent dans les vases d'expansion, et par les faibles gradients thermiques axiaux aux extrémités de ces zones ;
- au niveau de la PNS, l'ensemble (TH + PNS) est inclus dans une même maille, dont on homogénéise les propriétés thermiques moyennes :  $(\rho C_p)_{TH/PNS} = (1 - \epsilon)\rho_{TH}C_{pTH} + \epsilon\rho_{B_4C}C_{pB_4C}$  et  $\epsilon$  la fraction volumique de  $B_4C$  dans l'ensemble (TH + PNS) ;
- pour le calcul des résistances thermiques (cf. équations 2.28), le TH est assimilé pour des raisons de simplicité à un cylindre, dont l'inertie thermique et les volumes sont calculés à partir de la géométrie réelle hexagonale.

### Calcul de l'enthalpie du sodium monophasique

Lors du changement d'état liquide-vapeur, la température du sodium reste constante. Son enthalpie par contre évolue en fonction de grandeurs telles que le taux de vide ou le titre réel dans l'écoulement (variables définies dans le paragraphe 2.2.3). Une résolution de l'équation de conservation de l'énergie sur l'enthalpie du sodium est donc plus appropriée qu'une résolution sur sa température, contrairement à ce qui a été fait pour les solides de l'assemblage.

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

Température et enthalpie du sodium sont liées, en régime monophasique liquide, par la loi tirée de [31] (avec  $T_{Na}$  en  $K$  et  $H_{Na}$  en  $kJ/kg$ ) :

$$T_{Na}(z, t) = 273.15 + \frac{H_{Na}(z, t) - 383.81}{1.2607} \quad (2.29)$$

### • Ecriture de la conservation de l'énergie pour le sodium monophasique

Entre le sodium et la gaine ou le TH, les transferts thermiques se font par convection. Dans ces conditions, l'équation de conservation de l'énergie peut s'écrire pour le sodium dans l'assemblage :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_{Na}(z, t) H_{Na}(z, t)}{\partial t} + \frac{\partial G(z, t) H_{Na}(z, t)}{\partial z} = & -\frac{1}{V_{Na\ aig}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_g(z, t)}{R_{rad\ gNa}(z, t)} \right] \\ & - \frac{1}{V_{Na\ ass}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_{TH}(z, t)}{R_{rad\ NaTH}(z, t)} \right] \end{aligned} \quad (2.30)$$

Les résistances thermiques  $R_{rad\ gNa}$  et  $R_{rad\ NaTH}$  sont explicitées dans les équations 2.26 et 2.28. Cette expression de la conservation de l'énergie peut aussi s'écrire comme suit, en décomposant le membre de gauche :

$$\begin{aligned} \rho_{Na}(z, t) \frac{\partial H_{Na}(z, t)}{\partial t} + G(z, t) \frac{\partial H_{Na}(z, t)}{\partial z} + H_{Na}(z, t) \left( \frac{\partial \rho_{Na}(z, t)}{\partial t} + \frac{\partial G(z, t)}{\partial z} \right) \\ = -\frac{1}{V_{Na\ aig}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_g(z, t)}{R_{rad\ gNa}(z, t)} \right] - \frac{1}{V_{Na\ ass}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_{TH}(z, t)}{R_{rad\ NaTH}(z, t)} \right] \end{aligned} \quad (2.31)$$

Or, d'après la conservation de la masse :

$$\frac{\partial \rho_{Na}(z, t)}{\partial t} + \frac{\partial G(z, t)}{\partial z} = 0 \quad (2.32)$$

L'équation de conservation de l'énergie appliquée au sodium monophasique peut finalement s'écrire :

$$\begin{aligned} \rho_{Na}(z, t) \frac{\partial H_{Na}(z, t)}{\partial t} + G(z, t) \frac{\partial H_{Na}(z, t)}{\partial z} = & -\frac{1}{V_{Na\ aig}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_g(z, t)}{R_{rad\ gNa}(z, t)} \right] \\ & - \frac{1}{V_{Na\ ass}(z)} \left[ \frac{T_{Na}(z, t) - T_{TH}(z, t)}{R_{rad\ NaTH}(z, t)} \right] \end{aligned} \quad (2.33)$$

### • Calcul des coefficients d'échange

Pour résoudre ces équations de conservation de l'énergie dans les différents matériaux, il faut connaître les coefficients d'échange convectifs suivants (apparaissant dans les équations 2.24, 2.26 et 2.28) :

- $h_{Na}$  : le coefficient d'échange convectif entre l'acier (de gaine ou du TH) et le sodium situé dans l'assemblage ;
- $h_{NaIA}$  : le coefficient d'échange convectif entre le sodium de l'espace inter-assemblage et le TH ;
- $h_{jeu}$  : le coefficient d'échange global (qui cumule conduction, convection et rayonnement) dans l'Hélium situé entre les pastilles combustibles et la gaine.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Les coefficients d'échange  $h_{Na}$  et  $h_{NaIA}$  sont calculés à partir de la corrélation de Lyon-Martinelli<sup>6</sup>, référencée dans l'ouvrage [38] :

$$h = \frac{\lambda Nu}{D_h} \quad \text{avec} \quad Nu = 7 + 0.025 Re^{0.8} Pr^{0.8} \quad (2.34)$$

Avec  $D_h$  le diamètre hydraulique dans l'écoulement,  $Nu$  et  $Re$  et  $Pr$  respectivement les nombres adimensionnels de Nusselt, de Reynolds et de Prandtl dans le liquide.

Dans le jeu pastille-gaine, les transferts thermiques sont complexes ; ils font intervenir conduction, convection et rayonnement. Le coefficient d'échange global  $h_{jeu}$  varie en fonction de nombreux paramètres (taux de combustion, pression dans le jeu pastille-gaine, quantités et natures des produits de fission, contact éventuel entre pastilles et gaines, formation d'un Joint Oxyde Gaine, etc.). Dans MACARENa, la variabilité de  $h_{jeu}$  est prise en compte par l'implémentation d'une valeur par type de combustible (fissile ou fertile) et par cycle d'irradiation. Ces valeurs, renseignées dans le tableau 2.1, sont issues de calculs effectués avec le logiciel GERMINAL [39]. Pour l'étude physico-statistique qui sera présentée dans le chapitre 4, le point du cycle d'irradiation du cœur au moment de l'accident (début de cycle ou fin de cycle), dont dépend le paramètre  $h_{jeu}$ , sera considéré comme un paramètre incertain.

Type de combustible	Fissile		Fertile	
Début de cycle (DC) ou fin de cycle (FC)	DC	FC	DC	FC
$h_{jeu}$ pour le cycle d'irradiation n° 1 ( $W/(m^2.K)$ )	35000	11000	2000	700
$h_{jeu}$ pour le cycle d'irradiation n° 2 ( $W/(m^2.K)$ )	11000	7500	700	800
$h_{jeu}$ pour le cycle d'irradiation n° 3 ( $W/(m^2.K)$ )	7500	6800	800	1000
$h_{jeu}$ pour le cycle d'irradiation n° 4 ( $W/(m^2.K)$ )	6800	3800	1000	1300

TABLEAU 2.1 – Valeurs du coefficient d'échange global  $h_{jeu}$  (en  $W/(m^2.K)$ ) dans le jeu pastille-gaine pour différents types de combustible (fissile et fertile) et pour différents cycles d'irradiation - Valeurs déduites de calculs GERMINAL [39]

L'application de la conservation de l'énergie aux différents solides en présence permet de calculer l'évolution temporelle de leurs températures moyennes dans chaque maille de l'assemblage (équations 2.23, 2.25 et 2.27). A partir de ces températures et du débit massique de sodium dans chaque assemblage, l'évolution de la température du sodium peut aussi être calculée (équation 2.33). Une fois qu'il a atteint sa température de saturation locale, le sodium se vaporise. Le calcul de ce changement de phase nécessite la mise en place d'un modèle diphasique qui fait l'objet du paragraphe 2.2.3.

### 2.2.3 Modèle 1D pour l'écoulement de sodium diphasique

#### Définitions

Lorsqu'un écoulement devient diphasique, plusieurs grandeurs sont généralement utilisées pour le caractériser (comme le titre ou le taux de vide), notamment pour préciser les proportions de

6. Domaine de validité [38] :

- $0 < Pr < 0.1$
- $10^4 < Re < 5.10^6$

## 2.2 Présentation des modèles de thermique et d'hydraulique

---

chaque phase et leurs vitesses respectives pour une modélisation homogène. Le lecteur pourra trouver la définition exacte des grandeurs utilisées dans la suite de ce rapport dans l'annexe B.

### Critère de transition vers un régime diphasique

Dans une maille donnée, on suppose le sodium sous forme diphasique dès lors que son enthalpie atteint son enthalpie de saturation locale :

$$H_{Na}(z, t) \geq H_{Na_{lsat}}(z, t) \quad (2.35)$$

L'enthalpie du liquide à saturation  $H_{Na_{lsat}}(z, t)$  varie en fonction de la pression locale dans l'écoulement. La loi considérée dans MACARENa pour l'évolution de la température de saturation du sodium liquide en fonction de la pression est tirée de la référence [40] :

$$T_{Na_{lsat}}(P) = \frac{2C}{-B + \sqrt{B^2 + 4AC - 4C \ln(P)}} \quad (2.36)$$

Avec les coefficients suivants :

- $A = 7.8130 \text{ K}$  ;
- $B = 11209 \text{ K}$  ;
- $C = 5.2490 \cdot 10^5 \text{ K}$ .

Dans cette relation, la température  $T_{Na_{lsat}}$  s'exprime en  $K$  et la pression  $P$  s'exprime en  $MPa$ .

### Approche générale de modélisation du régime diphasique

Deux grandes approches existent pour la modélisation d'écoulements diphasiques :

- les modèles à phases séparées : les équations de conservation (de masse, de quantité de mouvement et d'énergie) sont appliquées à chacune des deux phases. Des relations de fermeture sont alors nécessaires pour traduire les échanges de masse, d'énergie et de quantité de mouvement entre les phases liquide et vapeur.
- les modèles de mélange : les équations de conservation sont appliquées à un fluide unique dont les propriétés sont des moyennes pondérées des propriétés des deux phases par leur taux de présence.

Dans l'outil MACARENa, l'écoulement de sodium est représenté par un modèle de mélange pour des raisons de simplicité, et parce que cette description suffit pour la simulation du transitoire avec la précision requise dans le cadre d'une approche simplifiée. La pondération des propriétés des deux phases est réalisée *via* le taux de vide  $\alpha$ . La densité moyenne du fluide diphasique  $\rho_{Na}$  s'écrit alors :

$$\rho_{Na} = (1 - \alpha)\rho_{Na_l} + \alpha\rho_{Na_v} \quad (2.37)$$

Les modèles de mélange présentent cependant une limite importante : ils ne prennent pas en compte la cinétique des transferts d'énergie, de masse ou de quantité de mouvement entre les phases liquide et vapeur de l'écoulement, transferts qui peuvent être à l'origine d'un écart à l'équilibre (hydrodynamique ou thermique). En conséquence, lorsque ces transferts deviennent non négligeables, un simple modèle de mélange supposant l'équilibre thermodynamique à tout instant ne suffit plus pour décrire l'écoulement de manière satisfaisante.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Pour pallier ces limites, deux équations de déséquilibre sont ajoutés au modèle diphasique, traduisant respectivement :

- un déséquilibre dynamique (*i.e.* déséquilibre entre les vitesses des deux phases de l'écoulement, pris en compte par la modélisation d'une vitesse de dérive implicitement contenue dans la corrélation de Lockhart-Martinelli décrite dans la suite) ;
- un déséquilibre thermique (*i.e.* déséquilibre entre la température des deux phases, pris en compte par une enthalpie de surchauffe de la phase liquide).

### Modèle de déséquilibre dynamique

Parmi les différents modèles de mélange, on distingue généralement :

- les modèles homogènes, qui ne considèrent aucun déséquilibre de vitesse entre les phases :  
 $v_l = v_v$  ;
- les modèles de dérive, pour lesquels les vitesses  $v_l$  et  $v_v$  ne sont pas égales mais liées par une vitesse de glissement non nulle :  $v_{vl} = v_v - v_l$ .

Les résultats expérimentaux montrent que les modèles de mélange homogènes ne sont satisfaisants que lorsque le rapport de la densité du liquide sur la densité de la vapeur est inférieur à 10 [41]. Dans le cas du sodium, ce rapport est de l'ordre du millier ( $\rho_{Na_v}/\rho_{Na_l} \simeq 3000$ ). **Considérer un déséquilibre de vitesse entre les phases de l'écoulement s'impose donc.**

Parmi les modèles de dérive (ou modèles "à glissement") existants, les plus fréquemment utilisés sont :

- le modèle de Wallis [42] ;
- le modèle de Zuber-Findlay [43] ;
- le modèle de Lockhart-Martinelli [36].

Dans ces trois modèles, une loi de glissement lie la vitesse de la phase liquide à celle de la phase vapeur *via* une troisième variable qui peut être le taux de vide ou le titre thermodynamique par exemple<sup>7</sup>.

Le modèle proposé par Lockhart et Martinelli présente deux avantages :

- il permet de s'affranchir de la configuration de l'écoulement (à poches, à bulles, annulaire, *etc.*) ;
- la modélisation de l'ébullition du sodium avec cette approche a, dans le passé, fourni de bons résultats vis-à-vis de l'interprétation des expériences GR19 par exemple [44, 45].

Ces deux avantages justifient le choix de ce modèle pour caractériser l'écoulement diphasique dans l'outil analytique.

Dans ce modèle, les pertes de charge par frottement pour un écoulement en régime diphasique sont calculées en fonction du multiplicateur diphasique  $\Phi_l^2$  et des pertes de charge dans un écoulement monophasique équivalent (exposant \*), sans égard à la configuration de l'écoulement :

$$\left(\frac{dP_{frott}}{dz}\right)_{di\Phi} = \Phi_l^2 \left(\frac{dP_{frott}}{dz}\right)_{mono\Phi_{liq}}^* \quad (2.38)$$

Le terme  $\left(\frac{dP_{frott}}{dz}\right)_{mono\Phi_{liq}}^*$  est calculé *via* l'équation 2.17 ; il représente les pertes de charge par frottement dans un écoulement monophasique liquide équivalent dont la vitesse serait à la cote  $z$

7. Dans les modèles de Wallis et de Zuber-Findlay, ces lois sont explicites. Dans le modèle de Lockhart-Martinelli par contre, la loi de glissement est implicitement contenue dans les corrélations exprimant le taux de vide  $\alpha$  en fonction du paramètre de Martinelli  $\chi$  (équation 2.42).

et au temps  $t$  :

$$v_{Na}(z, t)^* = \frac{(1 - x(z, t))\overline{Q}_i(t)}{\rho_{Nalsat}(z, t)S_{Na}(z)} \quad (2.39)$$

Pour exprimer le multiplicateur diphasique  $\Phi_l^2$ , la corrélation proposée par Lockhart et Martinelli est la suivante [36] :

$$\Phi_l^2(z, t) = 1 + \frac{C(z, t)}{\chi(z, t)} + \frac{1}{\chi(z, t)^2} \quad (2.40)$$

Où  $\chi$  est le paramètre de Martinelli défini par :

$$\chi(z, t) = \left( \frac{1 - x(z, t)}{x(z, t)} \right) \sqrt{\frac{\rho_v(z, t)f_l(z, t)}{\rho_l(z, t)f_v(z, t)}} \quad (2.41)$$

Avec  $f_l$  et  $f_v$  les coefficients de perte de charge régulière (ou coefficients de frottement) respectivement dans la phase liquide et dans la phase vapeur. La valeur de  $C$  dépend, elle, du régime d'écoulement (laminaire ou turbulent) de chaque phase comme indiqué dans le tableau 2.2.

Phase liquide	Phase vapeur	$C$
Turbulente	Turbulente	20
Laminaire	Turbulente	12
Turbulente	Laminaire	10
Laminaire	Laminaire	5

TABLEAU 2.2 – Valeur du coefficient  $C$  de la corrélation de Lockhart-Martinelli pour différents régimes d'écoulements diphasiques

La corrélation de Lockhart-Martinelli permet finalement de relier le taux de vide  $\alpha$  au titre réel  $x$  (contenu dans le paramètre  $\chi$ , cf. équation 2.41) selon la formule suivante :

$$\alpha(z, t) = \frac{\Phi_l(z, t) - 1}{\Phi_l(z, t)} = 1 - \frac{\chi(z, t)}{(\chi(z, t)^2 + C(z, t)\chi(z, t) + 1)^{0.5}} \quad (2.42)$$

### Modèle de déséquilibre thermique

Les modèles de mélange classiques supposent l'équilibre thermodynamique entre les phases liquide et vapeur ( $x = x_{eq}$ ). Lorsque le transitoire d'échauffement du sodium est rapide, cette hypothèse d'équilibre thermique devient irréaliste [46]. Dans ces conditions, deux types de déséquilibres thermiques sont susceptibles d'avoir une influence sur l'ébullition du sodium :

- le déséquilibre lié à l'enthalpie de première nucléation. Pour des raisons de tension superficielle, une enthalpie de surchauffe est nécessaire pour que l'ébullition puisse apparaître dans l'écoulement à partir d'un germe pré-existant (bulle, défaut de paroi, etc.) [45]. Cette enthalpie de surchauffe se traduit par un retard à la vaporisation, et n'impacte le transitoire qu'un court instant après l'atteinte de la saturation dans le canal. Rapidement, ce déséquilibre disparaît (cf. haut de la figure 2.7) : il n'a aucun impact sur la suite du transitoire. Ce déséquilibre de première nucléation peut donc être négligé dans le cadre de la réalisation d'un outil ne recherchant pas à reproduire exactement l'instant de début de nucléation ;



## 2 Modélisation de la phase d'initiation

- le déséquilibre lié au gradient radial de température dans le sodium. A une cote et un instant donnés, le sodium est plus chaud au contact de la gaine qu'au centre de l'écoulement. Puisque l'ébullition du sodium se fait principalement sous forme de poches au centre du canal d'écoulement, cela implique une légère sursaturation du sodium liquide qui est au contact des gaines. Ce phénomène de surchauffe est mis en évidence sur le schéma 2.8. Contrairement au déséquilibre lié à l'enthalpie de première nucléation et, comme illustré en bas de la figure 2.7, ce déséquilibre ne disparaît pas au cours du transitoire.

En plus du déséquilibre entre les vitesses des deux phases, **il est nécessaire de prendre en compte la surchauffe du sodium liquide liée à l'existence du déséquilibre thermique lié au gradient radial de température dans le sodium**. Pour ce faire, deux approches peuvent être considérées.

- Approche 1

Les effets du déséquilibre thermique lié au gradient radial de température dans le canal d'écoulement ont d'abord été observés pour des transitoires rapides de puissance dans un unique canal chauffant [46]. L'analyse de ces essais a montré que, localement et pour des transitoires rapides, les temps caractéristiques de vidange du sodium à une cote donnée sont proches des temps caractéristiques de propagation radiale du front d'ébullition de la gaine jusqu'au cœur de l'écoulement dans un sous-canal [47]. Réaliser un bilan d'énergie sur le volume de contrôle défini par le sodium situé entre la gaine et le centre du canal d'écoulement (*cf.* figure 2.8) permet d'évaluer ce temps caractéristique de propagation radiale (ou de déséquilibre thermique) comme suit (en notant  $p_{ch}$  le périmètre chauffant sur une section de passage et  $h_{Na}$  le coefficient d'échange convectif dans un écoulement monophasique équivalent) [47] :

$$\tau_{therm} = \frac{\rho_{Na} C_{pNa} S_{Na}}{h_{Na} p_{ch}} \quad (2.43)$$

En étendant ces considérations des transitoires rapides à tous les types de transitoires [47], il devient possible de définir un temps de déséquilibre  $\tau_{therm}$ , qui traduit un temps de transfert thermique radial par convection dans le sodium [46].

Dans le logiciel NATREX [48], ce déséquilibre est ensuite appliqué aux masses volumiques locales selon la loi suivante :

$$\frac{d\rho_{Na}}{dt} = \frac{\rho_{Na}^{eq} - \rho_{Na}}{\tau_{therm}} \quad (2.44)$$

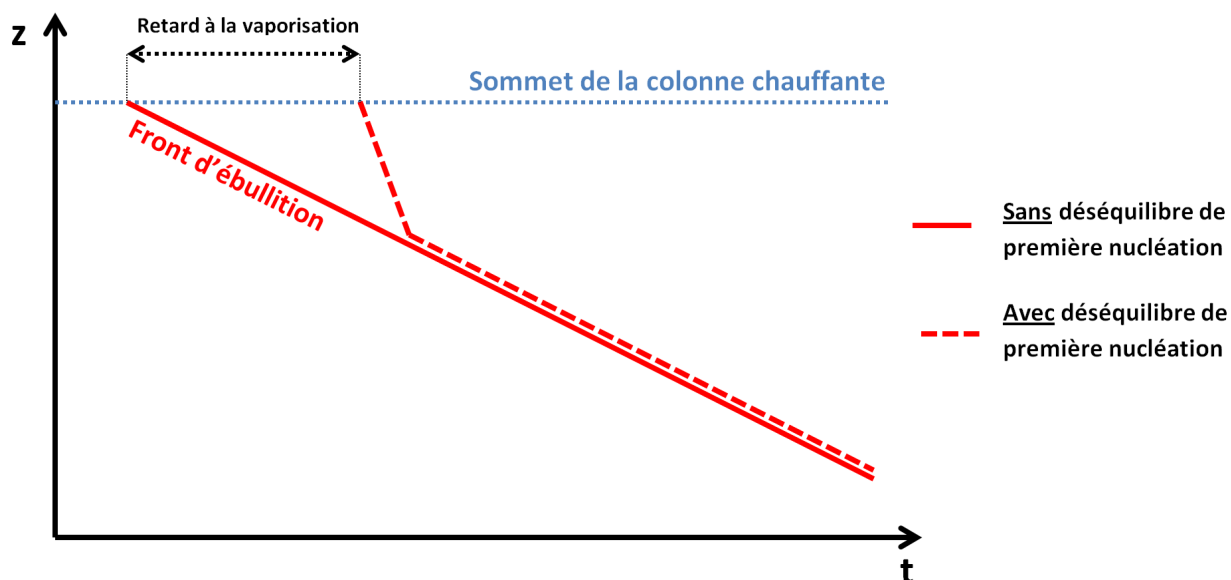
Où  $\rho_{Na}$  et  $\rho_{Na}^{eq}$  représentent respectivement la masse volumique du mélange hors-équilibre et à l'équilibre. Dans le logiciel BACCHUS [49], cette même loi de déséquilibre est appliquée, non pas sur la masse volumique  $\rho$ , mais sur le titre réel  $x$ .

Cette approche, que le déséquilibre soit considéré sur le titre réel ou sur la densité, présente cependant un inconvénient : le bilan d'énergie qui aboutit sur la relation 2.43 ne prend pas en compte la convection forcée, *i.e.* l'arrivée de sodium froid par le bas ou l'entraînement de sodium hors du volume de contrôle. En conséquence, cette approche n'est valable que pour des transitoires suffisamment rapides, pour lesquels ce terme convectif est négligeable. Une seconde approche est donc préférée pour prendre en compte ce déséquilibre dans MACARENa.

- Approche 2

Une approche plus générale consiste à appliquer un déséquilibre directement à l'enthalpie de la phase liquide. Plus précisément, pour prendre en compte le retard à la vaporisation lié

**Influence du déséquilibre lié à l'enthalpie de première nucléation :**



**Influence du déséquilibre lié au gradient radial de température dans le sodium :**

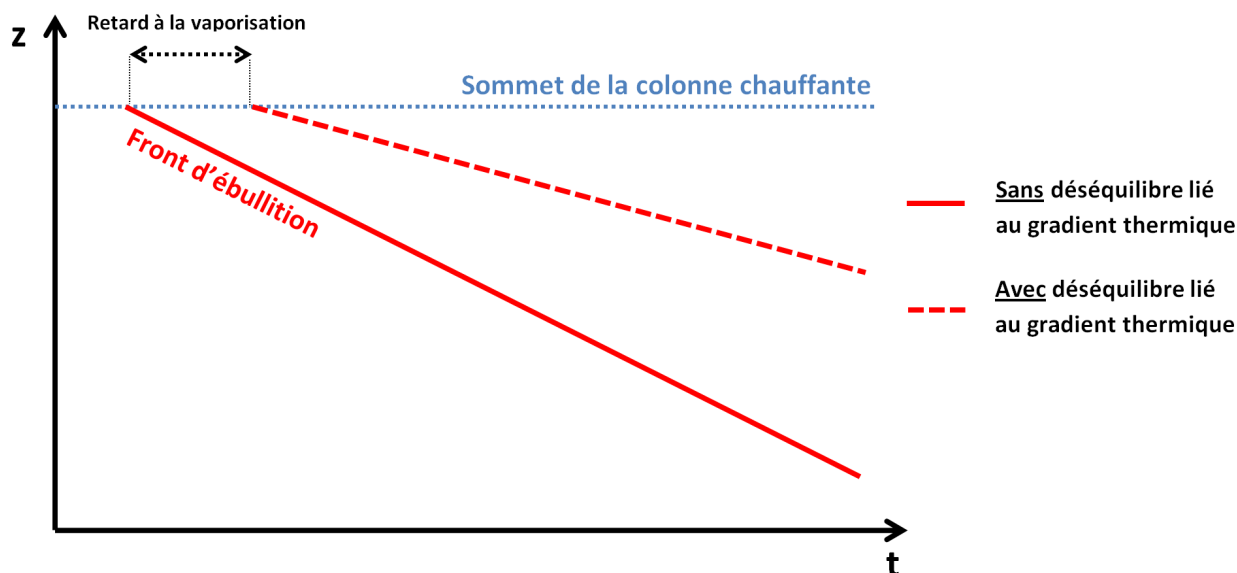


FIGURE 2.7 – Schématisation de l'influence des deux types de déséquilibres thermiques sur la progression du front d'ébullition dans le faisceau d'aiguilles

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

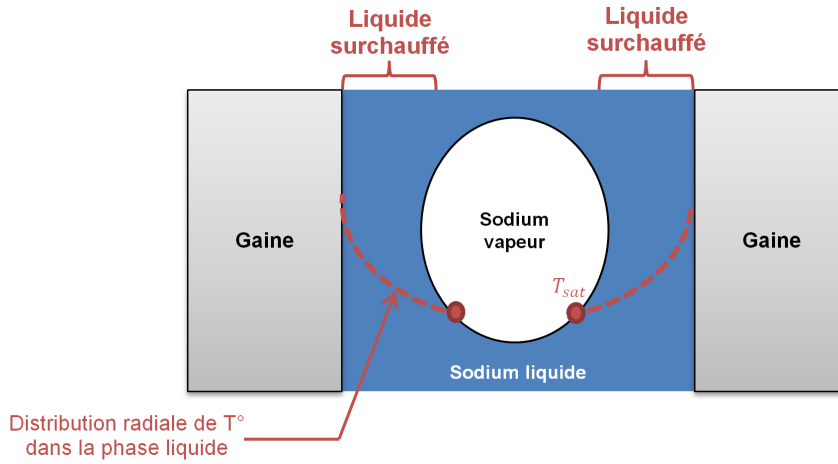


FIGURE 2.8 – Mise en évidence schématique du phénomène de surchauffe dans la phase liquide lors de l'ébullition du sodium dans un faisceau d'aiguilles

au gradient thermique dans le fluide, la phase liquide n'est pas considérée à saturation, mais légèrement sursaturée. Autrement dit, l'enthalpie de la phase liquide n'est pas égale à l'enthalpie de saturation du liquide, mais à cette enthalpie de saturation augmentée d'une "enthalpie de surchauffe"  $\Delta H_{surchauffe}$  :

$$H_l(z, t) = H_{lsat}(z, t) + \Delta H_{surchauffe}(z, t) \quad (2.45)$$

Pour évaluer cette enthalpie de surchauffe (ou de sursaturation)  $\Delta H_{surchauffe}$ , on suppose qu'une partie de l'enthalpie transmise de la gaine au sodium par convection est stockée par la phase liquide au delà de sa saturation. Cette enthalpie dépend du gradient radial de température supposé dans le film liquide  $\Delta T_{surchauffe}$  (paramètre incertain qui sera probabilisé lors des études statistiques présentées dans le chapitre 4) :

$$\Delta H_{surchauffe}(z, t) = C_{pl}(z, t) \Delta T_{surchauffe} \quad (2.46)$$

Ce déséquilibre thermique imposé à l'enthalpie de la phase liquide se répercute sur le calcul du titre réel, qui peut être calculé comme suit :

$$x(z, t) = \frac{H(z, t) - (H_{lsat}(z, t) + \Delta H_{surchauffe}(z, t))}{H_v(z, t) - (H_{lsat}(z, t) + \Delta H_{surchauffe}(z, t))} \quad (2.47)$$

Si on suppose par ailleurs que la phase vapeur est à saturation, ce qui est justifié par sa faible conductivité thermique, cette expression devient :

$$x(z, t) = \frac{H(z, t) - H_{lsat}(z, t) - \Delta H_{surchauffe}(z, t)}{L_{vap} - \Delta H_{surchauffe}(z, t)} \quad (2.48)$$

Ce modèle permet donc de calculer le titre réel  $x$  à partir de l'enthalpie moyenne du mélange  $H$ , en prenant en compte la surchauffe du sodium liquide au contact des gaines. En ce qui concerne le sodium, le calcul de l'enthalpie moyenne du sodium diphasique est réalisé *via* l'équation de conservation de l'énergie appliquée au fluide diphasique (équation 2.33).

### Atteinte du titre critique d'assèchement des gaines

L'équation 2.48 permet donc de calculer le titre réel  $x$  en prenant en compte un déséquilibre thermique dans le sodium. Au-delà d'un certain titre, les parois de gaines s'assèchent.

L'assèchement peut être défini comme le moment où le film liquide au contact de la paroi chauffante disparaît. A cet instant, l'évacuation significative de la puissance produite dans les aiguilles par transfert thermique avec le sodium s'annule. En conséquence, la température des gaines asséchées augmente de façon quasi-adiabatique [31]. Ce phénomène se produit, à une cote donnée, lorsque le titre du sodium atteint le titre critique d'assèchement des gaines, qui est imposé à une valeur constante fixée par l'utilisateur (dans la gamme 0.2 à 0.95 d'après les références [32, 50–53]), et qui sera probabilisé lors de l'étude statistique présentée dans le chapitre 4.

### 2.2.4 Synthèse de la modélisation de la thermique des aiguilles et de la thermohydraulique du sodium

- Le déclenchement des pompes primaires (initiateur de l'ULOF) est modélisé par une décroissance parabolique de la perte de charge liée aux pompes primaires (équation 2.1).

- Pour chaque assemblage, l'évolution temporelle du débit est obtenue en résolvant en 0D l'équation de conservation de la quantité de mouvement entre les deux extrémités de l'assemblage (équation 2.9) avec les conditions aux limites en pression fixées par la boucle du circuit primaire externe au cœur. L'évolution temporelle du débit global dans le cœur est obtenue en sommant l'évolution des débits dans chaque assemblage du cœur (équation 2.2).

- L'évolution de la température moyenne des différents matériaux de l'assemblage est calculée en résolvant l'équation de conservation de l'énergie dans chaque matériau (du combustible au sodium de l'espace inter-assemblage) et à chaque cote  $z$  (équations 2.23, 2.25, 2.27 et 2.33).

- Lorsque le sodium est diphasique, un modèle de mélange avec déséquilibre dynamique (implicitement contenu dans la corrélation de Lockhart-Martinelli, équation 2.42) et déséquilibre thermique (prise en compte d'une enthalpie de surchauffe de la phase liquide pour le calcul du titre de la vapeur dans l'équation 2.48) est considéré.

Les modèles présentés dans ce paragraphe 2.2 sont dédiés aux calculs de la thermique des aiguilles et de la thermohydraulique du sodium dans chaque assemblage représentatif en cas de perte de débit. Lorsque ce transitoire se produit dans un réacteur nucléaire, les évolutions en température (et en taux de vide pour le sodium) ont une influence importante sur la réactivité globale du cœur (*cf.* paragraphes 2.1.1 et 2.1.2). Les modèles présentés dans le paragraphe 2.3 traitent de ce couplage entre neutronique et thermohydraulique, et plus globalement du calcul de l'évolution temporelle de la puissance globale du cœur lors d'un ULOF.

## 2.3 Présentation des modèles de calcul de l'évolution de la puissance du cœur

Avec l'échauffement des matériaux, la réduction du débit et la vaporisation du sodium dans certains assemblages, la puissance du cœur évolue au cours du transitoire. Ce paragraphe est dédié

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

au calcul de l'évolution temporelle de cette puissance globale à l'aide d'un modèle de cinétique 0D et des apports en réactivité obtenus en multi-1D.

NB : la notation courante de la réactivité étant la même que celle de la densité (*i.e.* la lettre  $\rho$ ), nous notons dans ce manuscrit  $\rho$  la densité et  $\rho$  la réactivité.

### 2.3.1 Démarche d'évaluation de la puissance globale du cœur

Pour un cœur de réacteur à l'équilibre, la puissance thermique totale se décompose en deux termes d'origines physiques différentes :

- la puissance nucléaire  $W_{th\ nucl}$ , produite par les réactions de fissions dans le combustible ;
- la puissance résiduelle  $W_{th\ res}$ , produite par la désintégration radioactive des produits de fission instables.

En supposant à chaque instant le réacteur à l'équilibre, la puissance thermique totale s'écrit donc :

$$W_{th\ tot}(t) = W_{th\ nucl}(t) + W_{th\ res}(t) \quad (2.49)$$

- Calcul de la puissance nucléaire  $W_{th\ nucl}$

Pour calculer l'évolution de la puissance nucléaire dans le cœur, la démarche suivie est présentée sur la figure 2.9. Un calcul ERANOS préalablement effectué renseigne les coefficients de contre-réactions neutroniques dans toutes les mailles du cœur. Ces cartes de contre-réactions permettent de calculer à chaque instant l'insertion de réactivité globale liée aux évolutions en température des matériaux, à la vaporisation du sodium, *etc.* dans les différentes mailles du cœur. La résolution implicite des équations de la cinétique point permet ensuite de déduire de cette insertion de réactivité l'évolution de la puissance nucléaire totale du cœur.

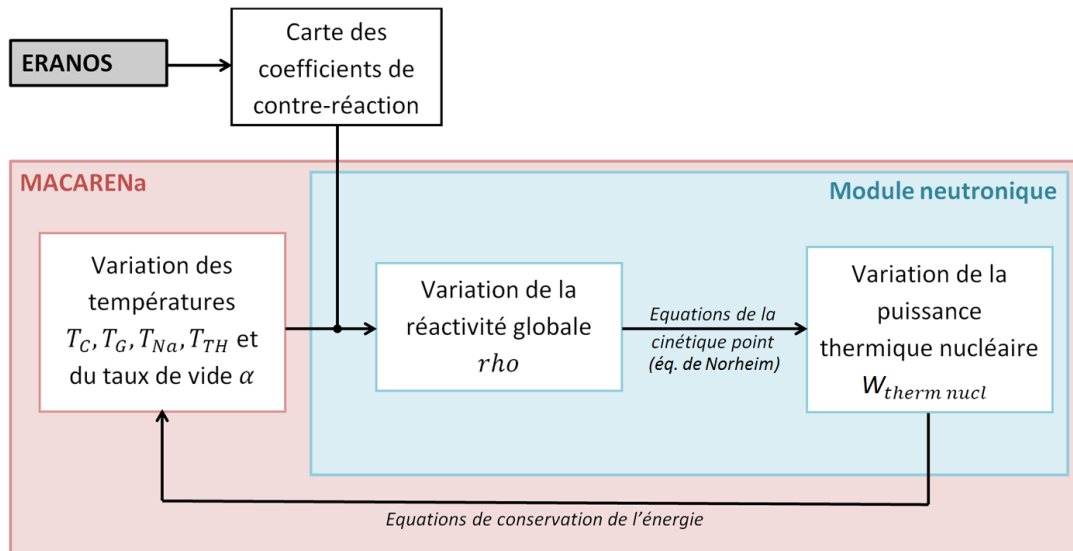


FIGURE 2.9 – Schéma de calcul de l'évolution de la puissance nucléaire dans le cœur dans MACARENa

- Calcul de la puissance résiduelle  $W_{th\ res}$

En régime nominal, la puissance résiduelle dans un cœur de RNR-Na est de l'ordre de 7% de la puissance thermique totale. Le domaine d'étude de MACARENa ne s'étendant pas au-delà

des accidents non protégés (*i.e.* sans arrêt du réacteur) et sur de courtes échelles temporelles, ce ratio de 7 % est conservé pendant le transitoire.

### 2.3.2 Equations de la cinétique ponctuelle

Ce paragraphe rappelle brièvement le contexte d'obtention des équations de la cinétique ponctuelle, qui sont utilisées pour connaître l'évolution de la puissance à partir de celle de la réactivité. Pour plus de détails, le lecteur pourra se référer à l'ouvrage de P. Reuss [54].

L'équation fondamentale de la neutronique est l'équation du transport des neutrons (aussi appelée équation de Boltzmann). Elle gouverne l'évolution spatiale et temporelle de la population neutronique, mais sa résolution est complexe. On réalise donc généralement l'approximation dite de la diffusion, qui permet de simplifier (sous certaines hypothèses non détaillées ici) l'équation de Boltzmann, et qui conduit à une équation simple satisfaite par le flux de neutrons  $\Phi_n(\vec{r}, t)$  (qui s'exprime en  $cm^{-2}s^{-1}$ ).

Le principe de base de la cinétique ponctuelle (*i.e.* calculée en 0D) repose sur l'hypothèse de séparation de ce flux en deux fonctions indépendantes, dont l'une dépend du temps et l'autre de l'espace. Cela revient à supposer que le flux neutronique ne peut varier qu'en amplitude, sa distribution spatiale ne changeant pas au cours du temps. Cette hypothèse faite dans MACARENA reste valable tant que la géométrie du cœur n'est pas modifiée (*i.e.* tant que le cœur n'est pas dégradé).

$$\Phi_n(\vec{r}, t) = N(t)S_f(\vec{r}) \quad (2.50)$$

Avec :

- $N(t)$  la fonction d'amplitude, représentant l'évolution de la population neutronique totale dans le réacteur et dépendant uniquement du temps.
- $S_f(\vec{r})$  la fonction de forme, qui ne dépend que de l'espace (*i.e.* qui ne dépend que de la géométrie du réacteur).

L'évolution de la population neutronique  $N(t)$  est donnée (en l'absence de source externe) par le système d'équations 2.51, appelées équations de la cinétique ponctuelle (ou de Nordheim).

$$\begin{cases} \frac{dN(t)}{dt} = \left( \frac{rho(t)-\beta}{\Lambda} \right) N(t) + \sum_i \lambda_i C_i(t) \\ \frac{dC_i(t)}{dt} = \left( \frac{\beta_i}{\Lambda} \right) N(t) - \lambda_i C_i(t) \end{cases} \quad (2.51)$$

Avec :

- $N$  : la population neutronique (en  $cm^{-3}$ ),
- $rho$  : la réactivité totale du cœur ( $pcm$ ),
- $i$  : le numéro de groupe de précurseurs de neutrons retardés,
- $\beta$  : la fraction totale de neutrons retardés ( $pcm$ ),
- $\beta_i$  : la fraction de neutrons retardés du groupe  $i$  ( $pcm$ ),
- $\Lambda$  : le temps de génération des neutrons prompts ( $s$ ),
- $\lambda_i$  : la constante de désintégration des précurseurs du groupe  $i$  ( $s^{-1}$ ),
- $C_i$  : la concentration de précurseurs du groupe  $i$  (en  $cm^{-3}$ ).

La puissance nucléaire du cœur  $W_{th\ nucl}(t)$  (exprimée en  $W$ ) est directement proportionnelle à la population neutronique  $N(t)$ . Résoudre le système d'équations 2.51 donne donc accès à l'évolution temporelle de la puissance nucléaire.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Pour résoudre ce système, le modèle considéré comprend 8 groupes d'énergie ( $i_{max} = 8$ ). Les paramètres de ces groupes sont inscrits dans le tableau 2.3 pour le cœur CFV-V3<sup>8</sup> [6]. Par ailleurs, pour ce même cœur :

- la fraction totale de neutrons retardés vaut  $\beta = 364.4 pcm$  ;
- le temps de génération des neutrons prompts vaut  $\Lambda = 5.290.10^{-7} s$ .

Toutes ces valeurs sont celles qui sont aussi utilisées dans le code système CATHARE2 [26].

Groupe $i$	$\beta_i$ en pcm	$\lambda_i$ en $s^{-1}$
1	5.77	0.0125
2	60.07	0.0283
3	21.91	0.0425
4	52.54	0.1330
5	116.17	0.2925
6	47.87	0.6665
7	42.38	1.6348
8	20.77	3.5546

TABLEAU 2.3 – Paramètres cinétiques du cœur CFV-V3 [6]

### 2.3.3 Contre-réactions neutroniques

Pour résoudre les équations de la cinétique ponctuelle et avoir accès à l'évolution temporelle de la puissance nucléaire  $W_{th\ nucl}(t)$ , il faut connaître l'évolution de la réactivité  $\rho(t)$ . Cette réactivité  $\rho$  varie lorsque le cœur du réacteur est soumis à des perturbations (*i.e.* à des variations en température, à des phénomènes de dilatation, de vidange, *etc.*). Ces réponses neutroniques du cœur peuvent être regroupées en différents effets, appelés contre-réactions neutroniques. Les contre-réactions susceptibles d'avoir une influence non négligeable lors de la phase d'initiation d'un transitoire de type perte de débit non protégé sont les suivantes [55, 56] :

- l'effet Doppler ;
- l'effet de dilatation du sodium ;
- l'effet de dilatation des gaines ;
- l'effet de dilatation des TH ;
- l'effet de dilatation du combustible ;
- l'effet de dilatation du sommier ;
- l'effet de dilatation différentielle entre le cœur, la cuve principale et les barres de contrôle.

Dans la suite, l'indice  $CR$  renvoie à chacune de ces contre-réactions, on note donc  $\Delta\rho_{CR}$  l'insertion de réactivité liée à la contre-réaction  $CR$ .

L'insertion de réactivité liée à chacune de ces contre-réactions est supposée sommable à l'échelle du cœur, *i.e.* dans chaque maille de chaque assemblage (hypothèse réalisée dans tous les outils de référence comme CATHARE2 [57] ou SAS-SFR [58]) :

$$\Delta\rho_{CR} = \sum_{i,z} \Delta\rho_{CRi}(z) \quad (2.52)$$

8. Valeurs issues de calculs neutroniques ERANOS.

## 2.3 Présentation des modèles de calcul de l'évolution de la puissance du cœur

L'apport total en réactivité est aussi supposé être la somme des apports de chaque contre-réaction (hypothèse réalisée dans tous les outils de référence comme CATHARE2 [57] ou SAS-SFR [58]) :

$$\Delta rho_{tot} = \sum_{CR} \Delta rho_{CR} \quad (2.53)$$

Cette réactivité nette du cœur donne accès, *via* la résolution implicite du système d'équations de la cinétique ponctuelle 2.51, à l'évolution de la puissance thermique totale du cœur. En somme, connaître l'insertion de réactivité liée à chaque contre-réaction et dans chaque maille donne accès à l'évolution temporelle de la puissance totale. Ces différents apports en réactivité sont calculés comme présenté dans la suite pour chaque contre-réaction neutronique.

### Effet Doppler

L'effet Doppler est un effet neutronique induit par les variations de la température du combustible. Plus précisément, une augmentation de la température du combustible augmente l'agitation thermique et participe à l'élargissement des résonances des sections efficaces de capture neutronique et de fission. Selon l'importance relative des nouvelles sections efficaces de capture et de fission, l'augmentation en température peut ainsi provoquer soit une augmentation (si la section efficace de fission est plus grande que la section efficace de capture), soit une diminution (si la section efficace de capture est plus grande que la section efficace de fission) de la réactivité du cœur, et donc de la puissance neutronique. Généralement (et pour le cœur CFV notamment), la contre-réaction Doppler est négative. C'est-à-dire qu'une augmentation de la température du combustible entraîne une diminution de la puissance nucléaire du cœur.

Le calcul de l'insertion de réactivité liée à l'effet Doppler est basé sur la constante Doppler  $K_D$  (qui s'exprime en *pcm*) :

$$drho_{Dop} = K_D \frac{dT_c}{T_c} \quad (2.54)$$

Lorsque le combustible d'une maille  $z$  de l'assemblage  $i$  s'échauffe et passe d'une température  $T_{ci}(z)$  à une température  $T_{ci}(z) + \Delta T_{ci}(z)$ , l'insertion de réactivité liée à l'effet Doppler dans cette maille peut donc être évaluée comme suit :

$$\Delta rho_{Dop_i}(z) = K_{D_i}(z) \ln \left( \frac{T_{ci}(z) + \Delta T_{ci}(z)}{T_{ci}(z)} \right) \quad (2.55)$$

Dans chaque maille, la valeur de  $K_{D_i}(z)$  utilisée est tabulée et issue d'un précalcul ERANOS<sup>9</sup> [56].

### Effet de dilatation des gaines

La dilatation axiale des gaines entraîne une diminution de la concentration de l'acier dans le cœur. Le taux d'absorption des neutrons par cet acier diminue et mène à une insertion positive de réactivité.

La dilatation radiale des gaines, elle, augmente le volume de l'aiguille, et "chasse" d'autant un certain volume de sodium. Cet effet est proportionnel à l'effet de dilatation du sodium.

Dans les deux cas (dilatation axiale comme radiale), l'insertion de réactivité  $drho$  liée à un écart de température  $dT$  peut être calculée *via* la relation 2.56. Cette relation pourra d'ailleurs

---

9. Tabulation effectuée *via* l'interface ERANOS-CATHARE [56]. Calcul ERANOS effectué pour un cœur en fin de cycle et en régime de fonctionnement nominal.



## 2 Modélisation de la phase d'initiation

---

s'appliquer à tous les effets liés à la dilatation de matériaux solides  $k$ , en posant  $\alpha_k$  le coefficient de contre-réaction lié à la dilatation de ce matériau  $k$  (en  $pcm/K$ ).

$$drho_k = \alpha_k dT_k \quad (2.56)$$

L'apport en réactivité engendrée par un échauffement des gaines  $\Delta T_{g_i}(z)$  s'exprime donc, dans chaque maille  $z$  de chaque assemblage  $i$  :

$$\Delta rho_{g_i}(z) = \alpha_{g_i}(z) \Delta T_{g_i}(z) \quad (2.57)$$

La carte 2D des coefficients  $\alpha_{g_i}(z)$  sont tabulés et issus du même précalcul ERANOS que pour l'effet Doppler.

### Effet de dilatation des Tubes Hexagonaux

L'origine physique de cet effet est identique à celui de dilatation des gaines. L'apport en réactivité engendré par la dilatation des TH s'exprime donc, dans chaque maille  $z$  de chaque assemblage  $i$  :

$$\Delta rho_{TH_i}(z) = \alpha_{TH_i}(z) \Delta T_{TH_i}(z) \quad (2.58)$$

Les coefficients  $\alpha_{TH_i}(z)$  sont issus du même calcul ERANOS que pour l'effet Doppler.

### Effet de dilatation du combustible

La dilatation axiale du combustible a plusieurs effets, dont la combinaison est généralement négative en terme d'apport en réactivité :

- diminution de la concentration en noyaux fissiles : effet négatif en réactivité ;
- augmentation de la hauteur fissile totale : effet positif en réactivité ;
- augmentation de la masse totale de sodium dans le cœur, liée à l'augmentation de la hauteur du cœur : effet généralement négatif en réactivité.

L'apport en réactivité de cette dilatation axiale du combustible peut être évalué comme pour les autres contre-réactions de dilatations des solides :

$$\Delta rho_{c_i}(z) = \alpha_{c_i}(z) \Delta T_{c_i}(z) \quad (2.59)$$

Les coefficients  $\alpha_{c_i}(z)$  sont issus du même calcul ERANOS que pour l'effet Doppler.

La dilatation radiale du combustible est, elle, sans effet sur la réactivité puisqu'elle ne modifie pas le volume de sodium dans le cœur.

### Effet de dilatation et de vidange du sodium

L'échauffement du sodium entraîne une diminution de sa densité. Cela a trois conséquences sur la réactivité du cœur :

- le premier effet est spectral. Il y a moins d'interactions avec le caloporteur sodium, donc un durcissement du spectre qui, pour un RNR-Na, accroît la réactivité ;
- le deuxième effet est lié aux fuites. Les neutrons ont moins d'interactions avec le sodium, ils sont donc moins ralentis. Le libre parcours moyen des neutrons augmente, de même que les fuites hors du cœur : la réactivité diminue ;

## 2.3 Présentation des modèles de calcul de l'évolution de la puissance du cœur

- le dernier effet concerne les captures neutroniques. Puisqu'il y a moins d'interaction avec le sodium, il y a moins de captures neutroniques dans ce sodium, donc plus de neutrons disponibles pour entretenir la réaction en chaîne. Cet effet positif en réactivité reste néanmoins faible.

La variation de réactivité du cœur liée à la dilatation du sodium résulte de la compétition entre ces différents phénomènes. Le calcul de l'insertion de réactivité engendrée par cet effet de vide  $\Delta\rho_{Na_i}(z)$  revêt un caractère particulier pour deux raisons :

- lors du changement de phase monophasique/diphase, la densité moyenne du sodium diminue drastiquement mais à température constante (égale à la température de saturation). Un coefficient de contre-réaction classique, exprimé en  $pcm/K$ , ne peut donc pas permettre le calcul de la variation de réactivité liée à l'effet de vide après apparition de l'ébullition ;
- contrairement aux autres contre-réactions, l'effet de vide est non-linéaire en fonction de la densité du sodium dans certaines régions de l'assemblage. Concrètement, cela signifie que la variation de réactivité liée à un même écart de température  $\Delta T_{Na}$  ne sera pas la même pour une densité du sodium élevée ou faible [59]. Cette non-linéarité, mise en évidence sur la figure 2.10, est particulièrement importante dans le plénum, *a fortiori* lorsque le sodium y devient diphase (car les variations de la densité moyenne sont alors importantes). Cette figure souligne aussi que l'effet de vide est négatif dans les plénums alors qu'il est positif dans les zones combustibles.

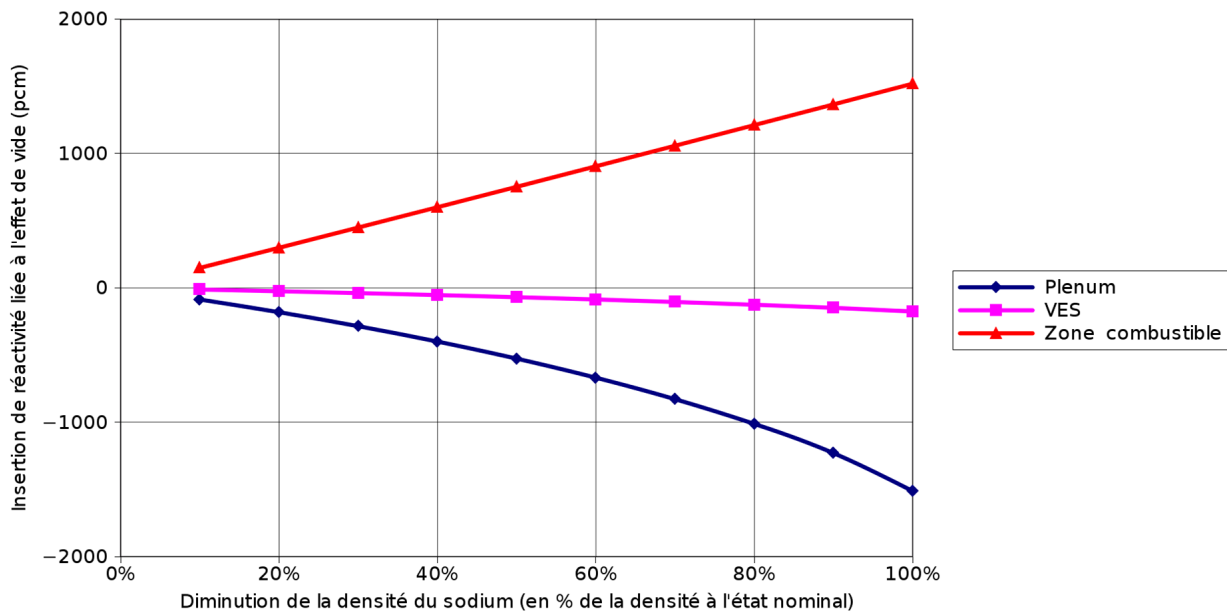


FIGURE 2.10 – Mise en évidence de la non-linéarité de l'insertion de réactivité dans le plénum en fonction de la densité moyenne du sodium. Calculs successifs réalisés avec le code de calcul neutronique ERANOS sur le cœur CFV-V3 [60]

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

---

- Calcul de l'insertion de réactivité par effet de vide

Pour quantifier l'effet de vide, le coefficient de contre-réaction  $\alpha_{Na}$  est exprimé en  $pcm/\%$ <sup>10</sup> (en régime monophasique comme en régime diphasique). La réactivité liée à l'effet de vide est alors calculée à chaque instant et dans chaque maille comme suit :

$$rho_{Na_i}(z, t) = \alpha_{Na_i}(z) \Delta\rho_{\%Na_i}(z, t) \quad (2.60)$$

Où  $\alpha_{Na_i}$  est le coefficient de contre-réaction lié à l'effet de vide (en  $pcm/\%$ ) et où  $\Delta\rho_{\%Na}$  représente la diminution de la densité du sodium (et non la nouvelle densité du sodium), notée  $\rho_{Na\ nom}$  et exprimée en pourcentage de sa densité au même endroit lorsque le réacteur est en régime nominal :

$$\Delta\rho_{\%Na_i}(z, t) = \frac{\rho_{Na\ nom_i}(z) - \rho_{Na_i}(z, t)}{\rho_{Na\ nom_i}(z)} \quad (2.61)$$

Puis il vient :

$$\Delta rho_{Na_i}(z, t) = rho_{Na_i}(z, t) - rho_{Na_i}(z, t - \Delta t) \quad (2.62)$$

- Cas particulier du plénum

Dans les zones hors plénum, l'insertion de réactivité liée à l'effet de vide est linéaire. Cela signifie que le coefficient de contre-réaction  $\alpha_{Na_i}(z)$  ne dépend pas de la densité moyenne du sodium dans la maille  $z$  (il est donc indépendant du temps, *cf.* équation 2.62). Dans le plénum par contre, le coefficient  $\alpha_{Na_i}(z, t)$  dépend du temps, car il est lié à la densité moyenne du sodium par la relation suivante, déduite des résultats de calculs ERANOS présentés sur la figure 2.10 [60] :

$$\alpha_{Na_i}(z, t) = \left( 0.6044 \Delta\rho_{\%Na_i}^2(z, t) + 1.2381 \Delta\rho_{\%Na_i}(z, t) + 1.00 \right) \alpha_{Na_i\ nom}(z) \quad (2.63)$$

Dans le plénum comme en dehors, la carte 2D des coefficients  $\alpha_{Na_i\ nom}(z)$  est issue du calcul ERANOS mentionné plus tôt.

### Effet de dilatation du sommier

Le sommier est la structure qui supporte les assemblages en bas du cœur. Lorsque la température d'entrée du sodium dans ce sommier s'élève, les structures se dilatent. Il s'ensuit une augmentation du rayon du cœur (l'écart entre les assemblages augmente), et donc une augmentation du volume de sodium dans le cœur, à masse de combustible constante. Les fuites hors du cœur augmentent aussi. L'effet global en réactivité est négatif et peut être évalué ainsi :

$$\Delta rho_{sommier} = \alpha_{sommier} \Delta T_{Na\ sommier} \quad (2.64)$$

en posant  $\alpha_{sommier}$  le coefficient de contre-réaction (en  $pcm/K$ ) lié à la dilatation des structures du sommier, et  $\Delta T_{Na\ sommier}$  les variations de la température du sodium dans ce sommier (*i.e.* les variations de la température d'entrée du sodium dans le cœur).

Le coefficient  $\alpha_{sommier}$  est lui aussi renseigné par le calcul ERANOS cité précédemment.

---

10. La valeur 1% correspond à la diminution de la densité du sodium de 1%.

### Effet de dilatation différentielle entre le cœur, la cuve et les barres de contrôle

Dans la suite du document, cet effet est appelé “effet Coeur-Cuve-Barres” (effet CCB). Il correspond à la somme de trois effets liés à l'échauffement des différents composants du réacteur, schématisés sur la figure 2.11 :

- l'échauffement du combustible entraîne sa dilatation axiale. Cela correspond en relatif à une insertion de barres de contrôle dans le cœur ;
- l'échauffement du sodium dans le collecteur chaud entraîne la dilatation des mécanismes d'insertion des barres de contrôle. Cela conduit à l'insertion de ces dernières dans le cœur du réacteur ;
- l'échauffement du sodium dans le collecteur froid participe à la dilatation axiale de la cuve vers le bas, qui dans l'ensemble se déplace vers le bas puisqu'elle est suspendue à la dalle réacteur par son extrémité supérieure. Cela correspond en relatif à un retrait des barres de contrôle du cœur.

Le calcul particulier de l'insertion de réactivité liée à cet effet CCB fait l'objet du paragraphe 2.3.4.

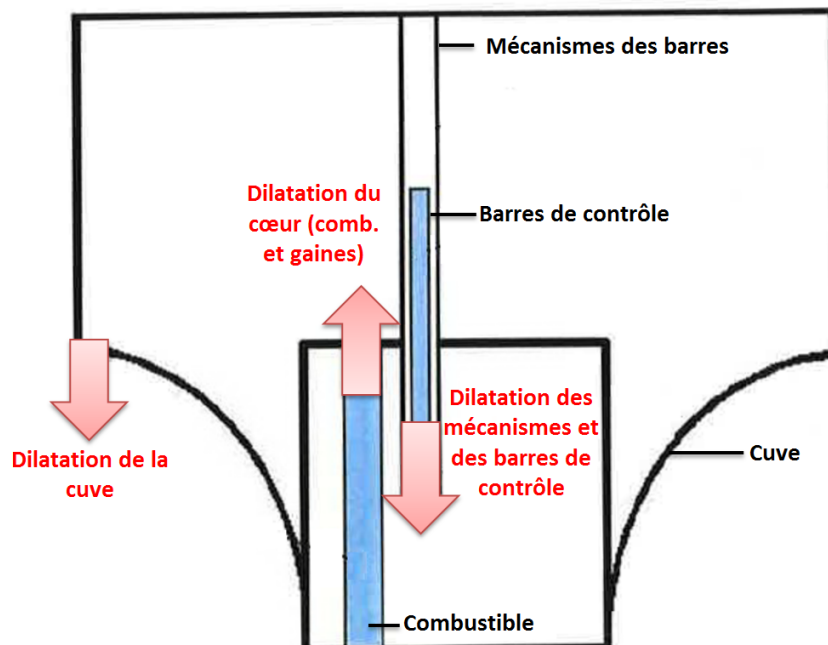


FIGURE 2.11 – Représentation schématisée de l'effet CCB [56]

### 2.3.4 Calcul de l'effet de dilatation différentielle Cœur-Cuve-Barres

L'effet CCB est lié à l'insertion des absorbants neutroniques<sup>11</sup> dans le cœur par dilatation différentielle entre les barres d'absorbant, le cœur et la cuve (*cf.* figure 2.11). Dans un premier temps, l'évolution temporelle de cette insertion est calculée à partir de l'évolution de la géométrie des composants, résultant de leur dilatation. Dans un second temps, l'apport en réactivité lié à cette insertion d'absorbants dans le cœur est déduite de la courbe dite “en S” du cœur (issue de [6]).

11. Le concept de cœur CFV-V3 comprend 9 barres de commande et 9 barres de sûreté [6].

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

### Calcul de l'insertion des barres d'absorbant dans le cœur

L'insertion moyenne des barres d'absorbants neutroniques dans le cœur est notée  $Ins(t)$  (exprimée en  $m$ ). A l'état initial,  $Ins(t=0) = Ins_0$ . Cette insertion dépend ensuite des dilatations thermiques relatives du cœur, des barres d'absorbant et de la cuve, respectivement notées  $\Delta Z_{cœur}$ ,  $\Delta Z_{barres}$  et  $\Delta Z_{cuve}$  :

$$Ins(t) = Ins_0 + \Delta Z_{cœur}(t) + \Delta Z_{barres}(t) - \Delta Z_{cuve}(t) \quad (2.65)$$

**NB :** La dilatation du cœur et des barres participe à l'insertion des barres d'absorbant dans le cœur. A l'inverse, la dilatation de la cuve participe à leur retrait, cf. figure 2.11.

- Calcul de la dilatation du cœur  $\Delta Z_{cœur}$

Ce qui est couramment appelé dilatation du cœur dans le cadre du calcul de l'effet CCB correspond en réalité à la dilatation axiale du combustible. Comme considéré dans CATHARE2 [57], le combustible est lié à la gaine. Pour calculer cette dilatation axiale moyenne, on considère un assemblage moyen du cœur, dont la température de gaine dans chaque maille  $k$  est notée  $\overline{T_G}(z_k)$  :

$$\Delta Z_{cœur}(t) = \beta_g \sum_k \overline{\Delta T_g}(z_k, t) \Delta z_k \quad (2.66)$$

en notant  $\beta_g$  le coefficient de dilatation thermique de l'acier (en  $K^{-1}$ ).

- Calcul de la dilatation des barres d'absorbants  $\Delta Z_{barres}$

La dilatation des assemblages absorbants est obtenue à partir de la dilatation des trois dispositifs qui les composent :

- les barres d'absorbant elles-même ;
- les tiges qui relient ces barres à leur mécanisme d'insertion dans le cœur ;
- les mécanismes d'insertion.

Les variations de température des tiges et mécanismes sont évaluées, selon le modèle considéré dans le code de calcul DYN2B [61], à partir de la température du sodium en sortie du cœur et des temps de réponse liés à leur inertie thermique  $\tau_{tige}$  et  $\tau_{mecanisme}$  (en  $s$ ) :

$$\frac{dT_{tige}(t)}{dt} = \frac{\overline{T_{Na}(z_{max}, t)} - T_{tige}(t)}{\tau_{tige}} \quad (2.67)$$

$$\frac{dT_{mecanisme}(t)}{dt} = \frac{\overline{T_{Na}(z_{max}, t)} - T_{mecanisme}(t)}{\tau_{mecanisme}} \quad (2.68)$$

L'échauffement des barres d'absorbant est calculé (toujours selon le modèle considéré dans l'outil DYN2B [61]) à partir de l'échauffement moyen du sodium entre l'entrée et la sortie du cœur  $\overline{\Delta T_{Na\ coeur}}$ , un temps de réponse  $\tau_{abs}$ , et un facteur de pondération  $k_{abs}$  qui exprime le pourcentage d'insertion des barres dans le cœur :

$$\frac{dT_{barres}(t)}{dt} = \frac{\left( T_{Na\ entrée\ cœur}(t) + k_{abs} \overline{\Delta T_{Na\ coeur}}(t) \right) - T_{barres}(t)}{\tau_{abs}} \quad (2.69)$$

Les valeurs de  $\tau_{tige}$ ,  $\tau_{mecanisme}$ ,  $\tau_{barres}$  et  $k_{abs}$  sont par défaut prises à leurs valeurs considérées dans DYN2B [61]. La dilatation des assemblages absorbants est déduite de ces évolutions en température :

$$\Delta Z_{abs}(t) = \beta_g (\Delta T_{tige}(t) Z_{tige} + \Delta T_{mecanisme}(t) Z_{mecanisme} + \Delta T_{barres}(t) Z_{barres}) \quad (2.70)$$

## 2.3 Présentation des modèles de calcul de l'évolution de la puissance du cœur

- Calcul de la dilatation de la cuve  $\Delta Z_{cuve}$

La dilatation de la cuve est déterminée à partir de bilans thermiques dans les zones adjacentes à la cuve principale. Plus précisément, un bilan thermique est réalisé sur chacune des quatre zones identifiées sur la figure 2.12. Pour cela, des résistances thermiques équivalentes sont calculées entre la cuve principale et les collecteurs pour prendre en compte les barrières thermiques successives (redan, viroles, lames de sodium). Par ailleurs :

- du fait des très faibles gradients thermiques imposés dans l'acier de cuve pour des raisons de mécanique des structures, les transferts thermiques axiaux dans la cuve sont négligés.
- du fait de la très faible vitesse du sodium dans le déversoir<sup>12</sup> (cf. figure 2.13), le sodium est stratifié thermiquement dans cette zone, conformément aux observations spécifiées dans la référence [62] dont est issue la figure 2.13.

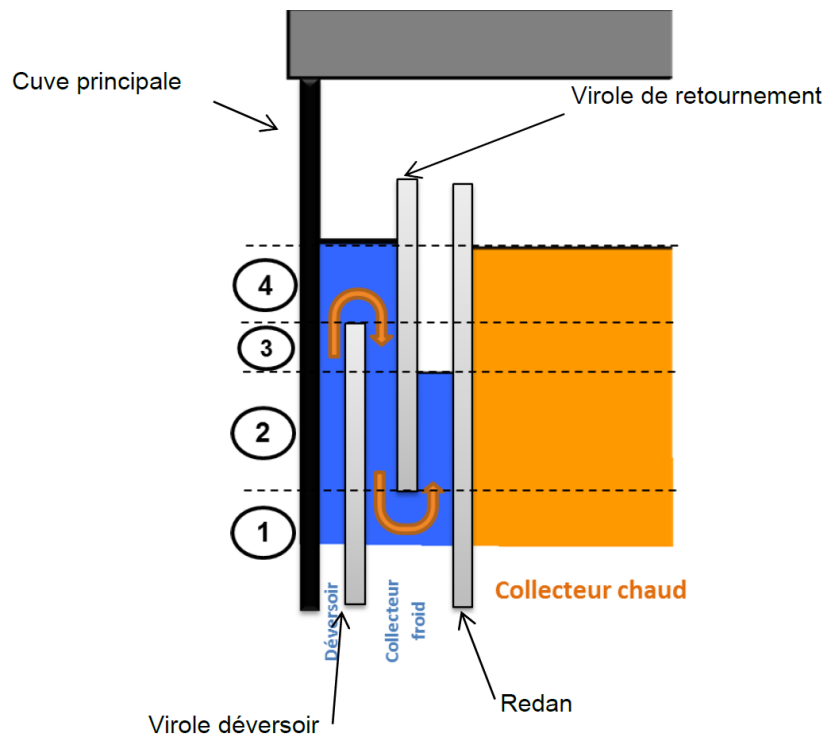


FIGURE 2.12 – Schématisation du déversoir et de la zone de restitution du débit dans le réacteur ASTRID

Connaître les résistances thermiques dans chaque zone de la figure 2.12, la température du sodium dans les collecteurs chaud et froid<sup>13</sup>, ainsi que les conditions aux limites de fuites thermiques hors de la cuve principale<sup>14</sup> (par convection et rayonnement) permet de calculer l'évolution temporelle de la température moyenne de cette cuve  $T_{cuve}(t)$  et donne accès à sa dilatation :

$$\Delta Z_{cuve}(t) = \beta_g \Delta T_{cuve}(t) Z_{cuve} \quad (2.71)$$

12. La vitesse du sodium dans cette région est de l'ordre de 0.1 m/s. Son temps de parcours du bas du déversoir jusqu'au ciel et pile est de l'ordre de la minute, ce qui est long au regard d'un transitoire ULOF.

13. Le calcul de ces températures fait l'objet du paragraphe 2.3.5.

14. Le coefficient de transfert convectif hors de la cuve, la température de la cuve de sécurité et l'émissivité de la cuve principale sont par défaut prise à leur valeur de CATHARE2.

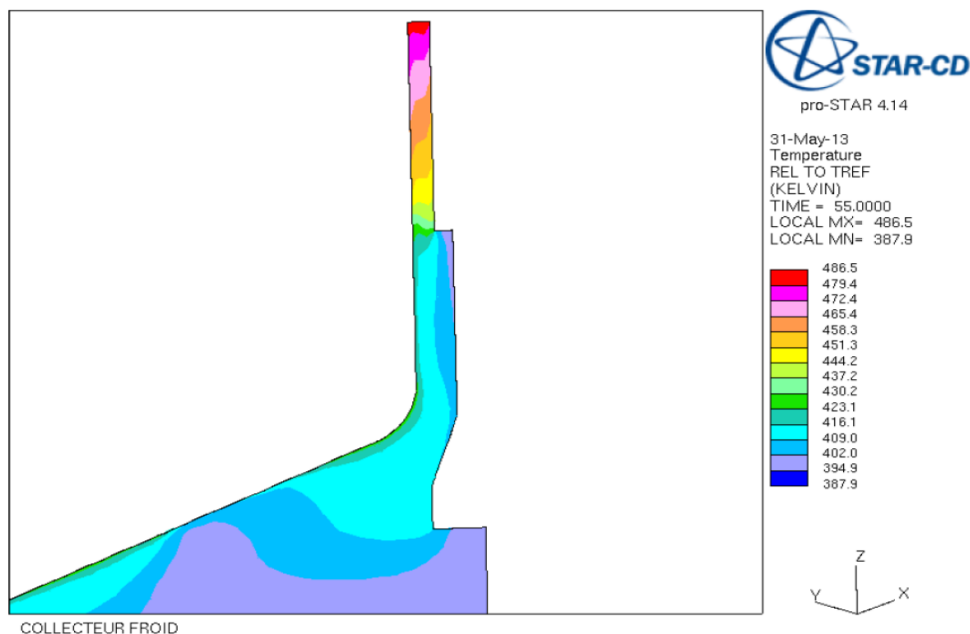


FIGURE 2.13 – Champ de température dans la zone de restitution de débit du réacteur ASTRID (simulation réalisée avec l’outil STAR-CD). Mise en évidence du phénomène de stratification thermique [62]

### Calcul de l’apport en réactivité en fonction de l’insertion des absorbants dans le cœur

Une fois la dilatation des différents composants calculée, et l’insertion des assemblages absorbants dans le cœur déduite de l’équation 2.65, l’évolution de la réactivité liée à l’effet CCB peut être déduit de la “courbe en S” présentée en figure 2.14<sup>15</sup> Cette figure indique la réactivité insérée par les absorbants en fonction de leur localisation dans le cœur.

Sur cette figure :

- l’insertion nulle correspond à la position des barres de contrôle dite en “barres hautes”. La cote basse des absorbants se situe alors au niveau du sommet du VES du cœur externe ;
- l’insertion de réactivité maximale, correspondant à la chute de l’ensemble des barres de contrôle de leur position initiale ( $Ins = 0\text{ cm}$ ) jusqu’au bas des colonnes fissiles ( $Ins = 97,5\text{ cm}$ ), vaut  $-6056\text{ pcm}$  pour le concept de cœur CFV-V3<sup>16</sup> [6].

Cette “courbe en S”, approchée dans MACARENa par un polynôme de degré 3 entre  $Ins = 0$  et  $Ins = 25\text{ cm}$  (domaine de validité suffisant pour un transitoire sans chute des barres), permet de calculer la réactivité liée à l’effet CCB comme suit :

$$\rho_{CCB}(t) = - \left( 8.338.10^3 Ins(t)^3 + 3.346.10^3 Ins(t)^2 + 1.463.10^3 Ins(t) \right) \quad (2.72)$$

Le modèle de cinétique 0D présenté dans ce paragraphe 2.3 permet donc de calculer l’évolution temporelle de la puissance totale du cœur à partir des variations locales des réactivités liées à chaque contre-réaction. La prise en compte des effets systèmes dans cette résolution (effet sommier

15. Sur cette figure, l’insertion de réactivité est normalisée par rapport à l’insertion d’anti-réactivité maximale des barres des contrôle, qui chuteraient de leur position initiale jusqu’au bas des colonnes fissiles. Cette insertion maximale vaut  $-6056\text{ pcm}$  pour le concept de cœur CFV-V3 [6].

16. Valeur déduite de calculs ERANOS pour un cœur en fin de cycle.

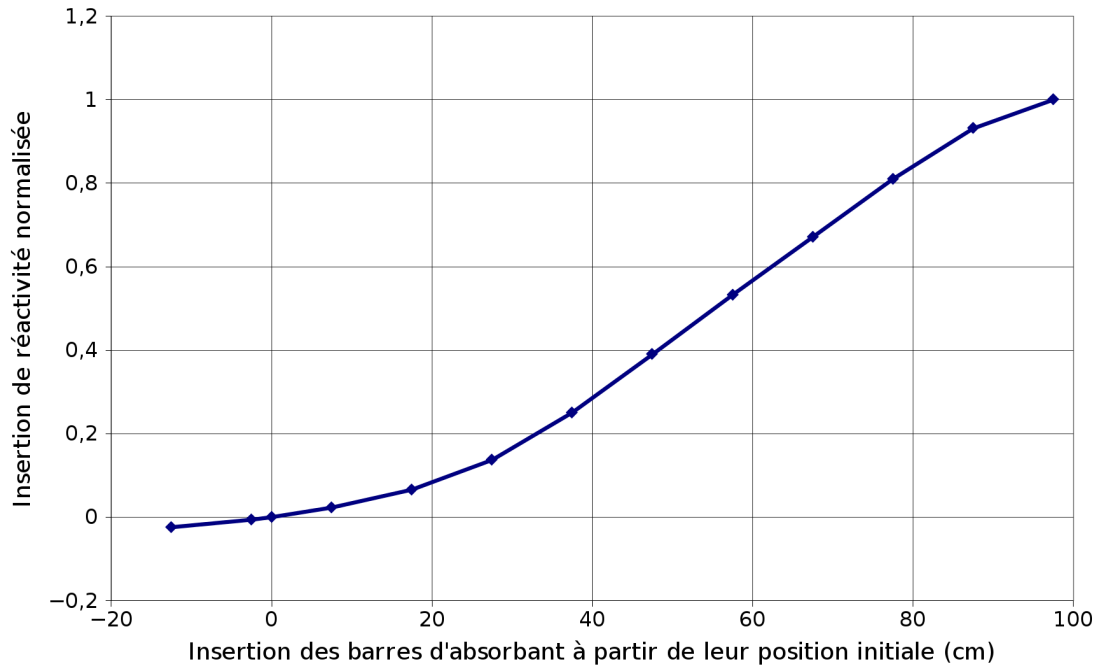


FIGURE 2.14 – Apport en réactivité (normalisée par rapport à l'insertion d'anti-réactivité maximale des barres des contrôle) lié à l'insertion d'absorbants dans le cœur par dilatations différentielles. Calculs successifs réalisés avec le code de calcul neutronique ERANOS sur le cœur CFV-V3 en fin de cycle [6]

et effet CCB) nécessite la connaissance de la température du sodium à différents endroits du circuit primaire, notamment dans les collecteurs chaud et froid. Une modélisation de cette partie du réacteur est donc indispensable à ce calcul ; elle fait l'objet du paragraphe 2.3.5.

### 2.3.5 Description du circuit primaire

Pour être en mesure de calculer  $\rho_{CCB}$  et  $\rho_{sommier}$  notamment, une modélisation du circuit primaire extérieur au cœur est nécessaire. Il s'agit donc de modéliser dans MACARENa (*cf.* figure 2.15) :

- les collecteurs chaud et froid ;
- l'échangeur intermédiaire ;
- le circuit secondaire pour connaître la température du sodium dans l'échangeur intermédiaire.

#### Modélisation des collecteurs

L'inertie thermique des collecteurs est très variable et peu de données existent pour la quantifier. Par ailleurs, son influence sur le transitoire peut être très importante [63]. Les modèles de MACARENa doivent donc pouvoir restituer la variabilité de cette inertie thermique et son influence sur le transitoire. A cette fin, chaque collecteur est modélisé par deux volumes distincts, comme présenté dans la suite pour le collecteur chaud <sup>17</sup>.

17. La modélisation du collecteur froid est identique à celle du collecteur chaud.



## 2 Modélisation de la phase d'initiation

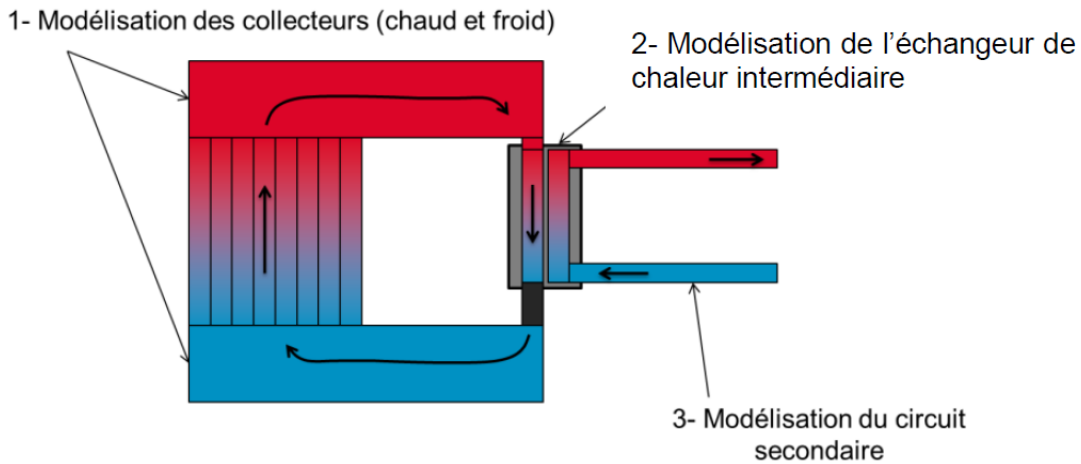


FIGURE 2.15 – Schématisation de la modélisation du circuit primaire dans MACARENa

La température du sodium du collecteur chaud est obtenue *via* la résolution d'un bilan d'énergie sur le seul volume du collecteur pouvant s'échauffer (volume rouge sur la figure 2.16). Le deuxième volume (orange sur la figure 2.16) est, lui, indépendant de cet échauffement. Le choix de cette modélisation introduit un paramètre incertain, qui fera l'objet d'une étude de sensibilité dans l'étude physico-statistique présentée dans le chapitre 4. Il s'agit du paramètre  $Fracc_{CC}$ <sup>18</sup>, qui représente la fraction volumique du collecteur chaud pouvant s'échauffer (rapport entre le volume rouge et le volume total du collecteur sur la figure 2.16).

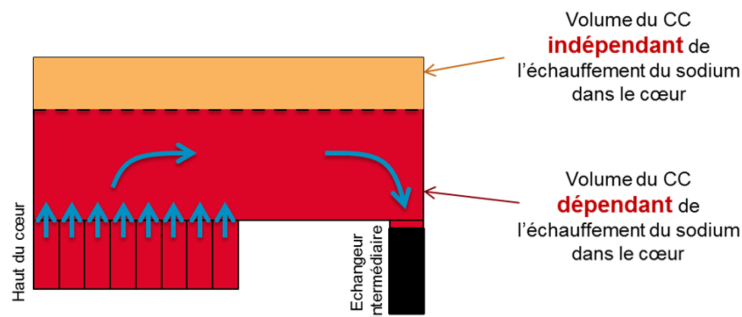


FIGURE 2.16 – Schématisation des deux volumes considérés pour la modélisation du collecteur chaud dans MACARENa

Cette modélisation a été adoptée pour avoir des comportements cohérents avec ceux calculés avec le couplage CATHARE/TrioCFD<sup>19</sup> où l'inertie du collecteur chaud est aussi un paramètre utilisateur. L'influence de ce paramètre sur le transitoire calculé avec ce couplage est alors mise en évidence sur la figure 2.17. Pour avoir plus de détails sur les conditions de calculs et la phénoménologie observée sur cette figure, le lecteur pourra se référer à [63].

18. L'influence du paramètre  $Fracc_{CF}$ , qui est l'équivalent de  $Fracc_{CC}$  pour le collecteur froid, sera aussi étudiée dans ce chapitre 4.

19. CFD pour Computational Fluid Dynamics.

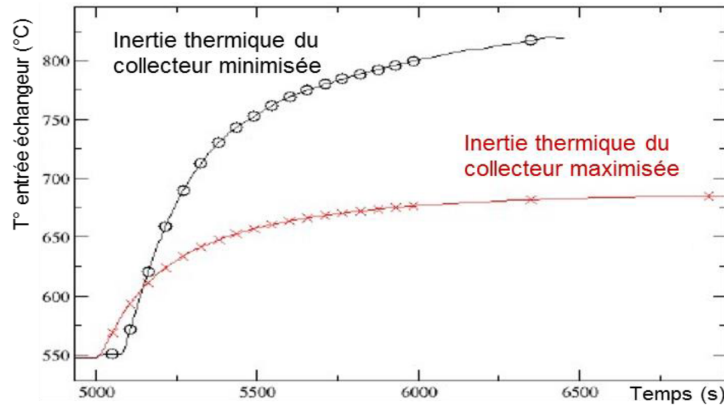


FIGURE 2.17 – Influence de l'inertie thermique du collecteur chaud dans les simulations réalisées avec couplage d'un code de thermohydraulique système (CATHARE2) et CFD (TrioCFD) en situation d'ULOF-MdTG [63]

### Modélisation de l'échangeur intermédiaire

En plus des collecteurs, il est nécessaire de modéliser l'échangeur intermédiaire (cf. figure 2.15) pour connaître l'évolution de la température du sodium dans le sommier et à l'entrée du cœur. Cet échangeur est modélisé en 1D<sup>20</sup> par deux écoulements à contre-courant, auxquels sont associés des transferts thermiques radiaux, cf. figure 2.18. La géométrie réelle de l'échangeur est considérée pour le calcul des résistances thermiques entre les fluides primaire et secondaire (transferts conductifs et convectifs).

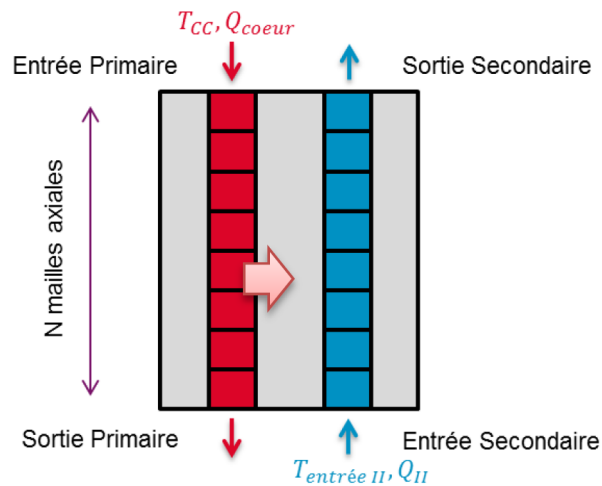


FIGURE 2.18 – Modélisation de l'échangeur intermédiaire entre le circuit primaire (CC : collecteur chaud) et le circuit secondaire (II)

20. Une sensibilité au nombre de mailles de l'échangeur lors d'une étude de convergence sur la température du sodium en sortie de l'échangeur a montré que les résultats n'évoluaient plus au-delà de  $N = 200$  mailles axiales.

### Modélisation du circuit secondaire

Pour connaître la température dans le sodium primaire et secondaire de chaque maille de l'échangeur intermédiaire, le circuit secondaire est modélisé comme une condition limite qui diffère selon le transitoire simulé :

- transitoire ULOF-PP<sup>21</sup> avec échangeur parfait : le circuit secondaire et l'échangeur intermédiaire ne sont pas modélisés, la température du sodium à l'entrée du cœur est constante et égale à sa valeur initiale ;
- transitoire ULOF-PP avec prise en compte des transferts thermiques dans l'échangeur : la température d'entrée du sodium dans l'échangeur intermédiaire côté secondaire est fixée et le débit secondaire est constant ;
- transitoire ULOF-MdTG<sup>22</sup> : l'échangeur intermédiaire est modélisé, la température d'entrée dans l'échangeur côté secondaire est fixée et le débit secondaire décroît selon une loi parabolique. L'influence des paramètres "temps de demi-débit des pompes du circuit secondaire" et "débit de convection naturelle dans ce même circuit" pour un tel transitoire sera évaluée lors de l'étude physico-statistique présentée dans le chapitre 4.

Ainsi construit avec les modèles décrits dans les paragraphes 2.2 et 2.3, l'outil MACARENa réalisé sous MATLAB est donc en mesure de décrire le couplage neutronique-thermohydraulique de la phase d'initiation d'un ULOF. La validation de ces modèles fait l'objet des paragraphes 2.4 (pour la thermohydraulique) et 2.5 (pour le couplage avec la neutronique).

## 2.4 Validation des modèles de thermohydraulique

Avant de valider les modèles de couplage neutronique-thermohydraulique pour la phase d'initiation dans MACARENa, les modèles de thermohydraulique (présentés dans le paragraphe 2.2) sont d'abord validés sur des expériences réalisées à puissance constante. L'objectif de ce travail est d'attester de la possibilité de simuler avec MACARENa, à puissance imposée, les transitoires de convection naturelle monophasique, d'ébullition stabilisée ou d'excursion de débit. L'étude de ces différents types de transitoires est en effet fondamentale pour démontrer la sûreté du réacteur et souligner le bon comportement du cœur CFV en situations accidentelles.

### 2.4.1 Présentation du support expérimental

La base expérimentale liée à l'étude des écoulements de sodium est riche. Une grande partie des expériences dédiées à cette thématique a été réalisée au CEA entre 1970 et 1990. Cette base expérimentale est composée de deux types d'essais :

- les essais hors-pile, réalisés hors réacteur avec des aiguilles chauffées électriquement (essais à effets séparés) ;
- les essais en pile, réalisés avec des aiguilles combustibles disposées dans un réacteur nucléaire (essais intégraux).

Pour les essais intégraux réalisés en pile, l'étude de l'ébullition du sodium n'est pas un but en soi, mais une étape dans la propagation de l'accident jusqu'à la destruction des aiguilles et la

---

21. PP pour Pompes Primaires, c'est-à-dire que le transitoire suppose le déclenchement des pompes primaires mais le fonctionnement normal du circuit secondaire.

22. MdTG pour Manque de Tension Généralisé, c'est-à-dire que le transitoire suppose le déclenchement des pompes du circuit secondaire en plus de celui des pompes primaires.

fusion du combustible. Ces expériences ont généralement pour objectif l'étude de l'enchaînement des divers phénomènes physiques qui peuvent se produire jusqu'à la dégradation de l'assemblage. Il s'agit par exemple des essais SCARABEE-APL<sup>23</sup> ou SCARABEE-BE+<sup>24</sup> [64]. Ces essais seront utilisés pour la validation des modèles de dégradation, *cf.* chapitre 3.

Les expériences à effets séparés, elles, sont destinées à apporter une bonne compréhension des phénomènes physiques de base. La finalité des essais relatifs à l'ébullition du sodium était par exemple de connaître avec précision la physique de l'ébullition dans un assemblage (instant et localisation du début d'ébullition, cinétique de propagation ou de stabilisation de la zone diphasique dans le faisceau d'aiguilles, *etc.*), et ce jusqu'à l'assèchement irréversible des gaines. Ces expériences ont notamment permis d'estimer l'impact de certains phénomènes physiques sur les transitoires accidentels (surchauffe, déséquilibre thermique, *etc.*), et de mettre en évidence la possibilité d'atteindre, selon les conditions de puissance et de débit, un régime d'ébullition stabilisée dans l'assemblage<sup>25</sup>. Ces essais hors-pile ont essentiellement été réalisés au sein de deux boucles d'essais :

- la boucle CFNa<sup>26</sup>, conçue initialement pour l'étude de la convection forcée en géométrie monocanal puis en faisceau d'aiguilles ;
- la boucle CESAR<sup>27</sup>, dédiée aux essais en géométrie monocanal.

Le tableau 2.4 synthétise l'ensemble des essais hors-pile relatifs à l'ébullition du sodium menés sur ces deux boucles.

Vis-à-vis de la boucle CESAR qui n'est dimensionnée que pour un élément chauffant, l'installation CFNa présente l'avantage de pouvoir contenir un faisceau d'aiguilles. Parmi les essais réalisés dans cette boucle, les expériences GR19 sont celles qui présentent le plus de données concernant l'ébullition du sodium, pour des régimes établis comme des régimes transitoires<sup>28</sup>. Plus précisément, **ce sont les essais GR19-I<sup>29</sup> et GR19-BP<sup>30</sup> qui sont choisis pour la validation des modèles de thermohydraulique de l'outil MACARENa**, car ces expériences bénéficient d'un retour d'expérience conséquent. Elles ont en effet déjà servi de support pour la validation, d'une part, d'outils de calcul dédiés à l'ébullition du sodium (NATREX [66], BACCHUS [49]), d'autre part, de logiciels de référence pour le calcul de transitoires accidentels (CATHARE [67], SIMMER [68,69], *etc.*).

### 2.4.2 Présentation des expériences GR19

Ce paragraphe constitue une brève présentation des sections d'essai GR19-I et GR19-BP. Pour plus de détails, le lecteur pourra se référer aux compte-rendus d'essai [32, 33, 70, 71] ainsi qu'à la synthèse [72].

---

23. APL pour Arrêt de Pompe Lent. Essai réalisé dans le réacteur SCARABEE.

24. BE pour Bouchage Externe. Essai réalisé dans le réacteur SCARABEE.

25. C'est au cours des essais GR19-I que la forme de la caractéristique interne présentant un minimum local en régime diphasique à bas titre (rendant possible l'installation de circulation naturelle en régime d'écoulement diphasique) a été mise en évidence pour la première fois [65].

26. CFNa pour Convection Forcée Na.

27. CESAR pour Circuit d'Etude de l'Ebullition du Sodium lors d'un Accident de Réactivité.

28. L'essai FETUNA a été réalisé sur un faisceau de 91 aiguilles, mais il était dédié à l'étude de la manutention et de la thermohydraulique des assemblages fertiles de SuperPhénix et a été limité à des écoulements monophasiques liquides. Les essais ECONA ont été réalisés sur un faisceau à 37 aiguilles, mais ils étaient axés sur l'étude du refroidissement par le débit inter-assemblage d'un assemblage bouché en pied.

29. I pour Instabilité.

30. BP pour Bouchage Partiel.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

Boucle	Section	Série d'essais	Objectifs / Transitoires réalisés
CFNa	Monocanal		Régimes permanents, LOF
	7 aiguilles		Régimes permanents, assèchement
	19 aiguilles	GR19	Régimes permanents, LOF jusqu'à assèchement
		GR19 Eb	Régimes permanents, LOF jusqu'à assèchement
		GR19 B	Bouchage local & régimes permanents
		GR19 I	Régimes permanents, LOF jusqu'à assèchement, circulation naturelle
		GR19 PNS	Géométrie tube PNS : Régimes permanents, LOF jusqu'à assèchement
		GR19 BP	Régime permanent basse puissance, circulation naturelle, BTI avec fusion des gaines
37 aiguilles	ECONA	Assemblage bouché refroidi en périphérie : convection naturelle, Bouchage au démarrage	
91 aiguilles	FETUNA (boucle NAF-NAC)	Manutention et thermohydraulique assemblages fertile (simple phase liquide)	
CESAR	Monocanal	CESAR	TOP
		CEFUS MONOBRI	Ebullition suivie de la fusion des gaines
		SISAR	Bruit d'ébullition
		CONTACT	Point chaud au contact de deux aiguilles
		LIPOGAZ	Conséquences thermohydrauliques du relâchement de produits de fission

TABLEAU 2.4 – Synthèse des essais relatifs à l'ébullition du sodium menés sur les boucles CFNa et CESAR [31]

La section d'essai GR19, présentée en figure 2.19 pour les essais GR19-I et GR19-BP, est directement inspirée d'un assemblage réacteur de type SuperPhénix, mais ne contient que 19 aiguilles. Axialement, l'assemblage comporte :

- une zone adiabatique basse (CAI) ;
- une zone chauffante (dite “fissile” sur la figure 2.19) ;
- une zone adiabatique haute (CAS) ;
- une zone de PNS.

Comme dans le réacteur SuperPhénix, la hauteur totale d'une aiguille est de 2.70 m, et la hauteur de la PNS est de l'ordre du mètre. Cette section d'essai est installée dans la boucle CFNa (décrite dans [33]), dont le schéma de principe est présenté en figure 2.20.

### 2.4.3 Régime établi

Avant de valider les modèles thermohydrauliques de MACARENa en régime transitoire de perte de débit, pour lesquels l'inertie des structures joue un rôle prépondérant, leur validité est d'abord vérifiée en régime établi.

Expérimentalement, les essais en régime établi sont réalisés à puissance et pression de sortie constantes. Le débit est réduit par paliers en agissant sur les vannes de réglage<sup>31</sup> (*cf.* figure 2.20). A chaque nouveau palier atteint, les mesures de débit, température et pertes de charge sont relevées après stabilisation des paramètres. Ces essais en régime établi permettent, entre autre, le tracé des caractéristiques internes<sup>32</sup> pour différents niveaux de puissance.

Pour valider l'outil MACARENa en régime établi, ces caractéristiques internes expérimentales sont comparées à celles qui ont été obtenues à partir de plusieurs simulations, en régime permanent. Le protocole suivi pour le tracé de caractéristiques internes avec MACARENa est le même que celui qui a été suivi expérimentalement (débit imposé successivement à des valeurs différentes, puis mesure de la perte de charge interne après stabilisation des températures et pressions dans l'assemblage). Ce travail de comparaison entre simulations et expériences est présenté dans la suite pour les sections d'essai GR19-BP et GR19-I.

### Résultats pour la section d'essai GR19-BP

Les résultats expérimentaux et les résultats de simulations MACARENa sont présentés sur la figure 2.21 pour la section d'essai GR19-BP et deux niveaux de puissance ( $3\text{ kW/aig}$  et  $5\text{ kW/aig}$ ). Sont également associés les résultats issus de calculs effectués avec le logiciel de référence CATHARE2 [67]. Les conclusions suivantes sont tirées de cette comparaison entre expériences et simulations :

- expériences et simulations sont en excellent accord dans la zone de débits pour lesquels l'écoulement est monophasique liquide ;
- le débit de début d'ébullition est très bien prédit par MACARENa et CATHARE2 vis-à-vis des expériences ( $0.07\text{ kg/s}$  à  $3\text{ kW/aig}$  et  $0.13\text{ kg/s}$  à  $5\text{ kW/aig}$ ) ;
- la chute de la perte de charge interne liée à l'apparition de l'ébullition dans l'assemblage<sup>33</sup> est difficile à évaluer au vu des seules données expérimentales. L'ordre de grandeur de cette chute de perte de charge dans les simulations MACARENa est de  $90\text{ mbar}$  à  $3\text{ kW/aig}$

31. Les vannes de réglage permettent de répartir le débit entre le canal d'essai et une ligne de by-pass.

32. Notion définie dans l'annexe A.

33. Cette grandeur revêt un intérêt particulier du fait qu'elle régit les possibilités d'installation d'un régime d'ébullition stabilisée dans l'assemblage, *cf.* annexe A.

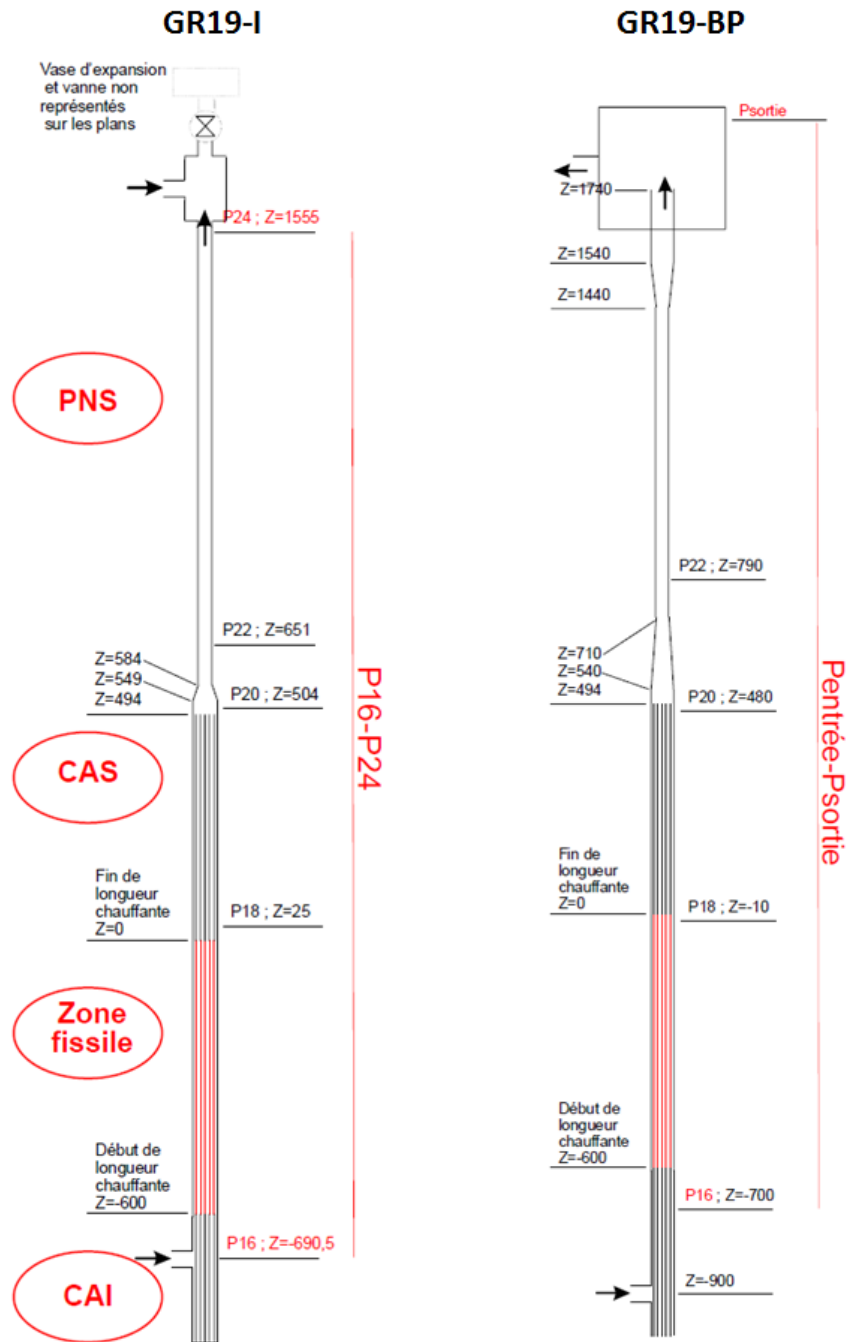


FIGURE 2.19 – Schéma d'ensemble des sections d'essai GR19-I (gauche) et GR19-BP (droite) [72] (cotes en mm)

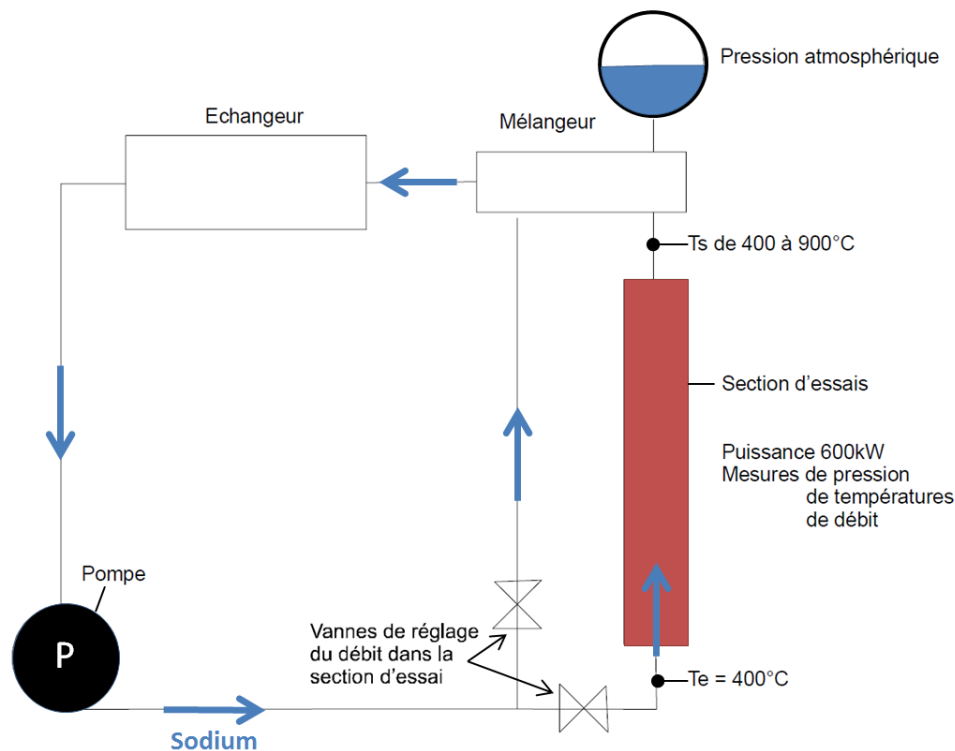


FIGURE 2.20 – Schéma de principe de l'installation CFNa

et de 70 mbar à 5 kW/aig, ce qui est de nouveau très proche de ce qui est calculé avec CATHARE2.

**NB** : conformément aux recommandations de l'expérimentateur [72], des corrections ont été prises en compte dans la simulation MACARENa (comme dans CATHARE2) afin de compenser les pertes thermiques à travers le TH d'une part et les incertitudes liées à la position des capteurs de pression d'autre part<sup>34</sup>.

Pour étoffer ce travail de validation en régime établi, la même démarche est entreprise pour la section d'essai GR19-I.

### Résultats pour la section d'essai GR19-I

L'analyse des résultats expérimentaux des essais GR19-I a montré que le capteur de pression situé en haut de la section d'essai était trop près du retour de by-pass [72]. Les mesures effectuées par ce capteur sont donc entachées d'une erreur impossible à corriger, surtout perceptible en régime d'écoulement monophasique liquide. Ces essais présentent cependant l'avantage de considérer une gamme de puissance bien plus large que les essais GR19-BP. L'erreur liée à la position du capteur de pression ne nuit pas à l'analyse qualitative de la forme de la caractéristique interne en fonction de la puissance, rendue possible par ce large domaine d'étude.

<sup>34</sup>. Pour l'essai à 3 kW/aig, les fuites thermiques sont évaluées à 16% de la puissance déposée dans l'assemblage, et la perte de charge est corrigée de 41 kg/s [72]. Pour l'essai à 5 kW/aig, les fuites thermiques sont évaluées à 13% de la puissance déposée dans l'assemblage, et la perte de charge est corrigée de 25 kg/s [72].



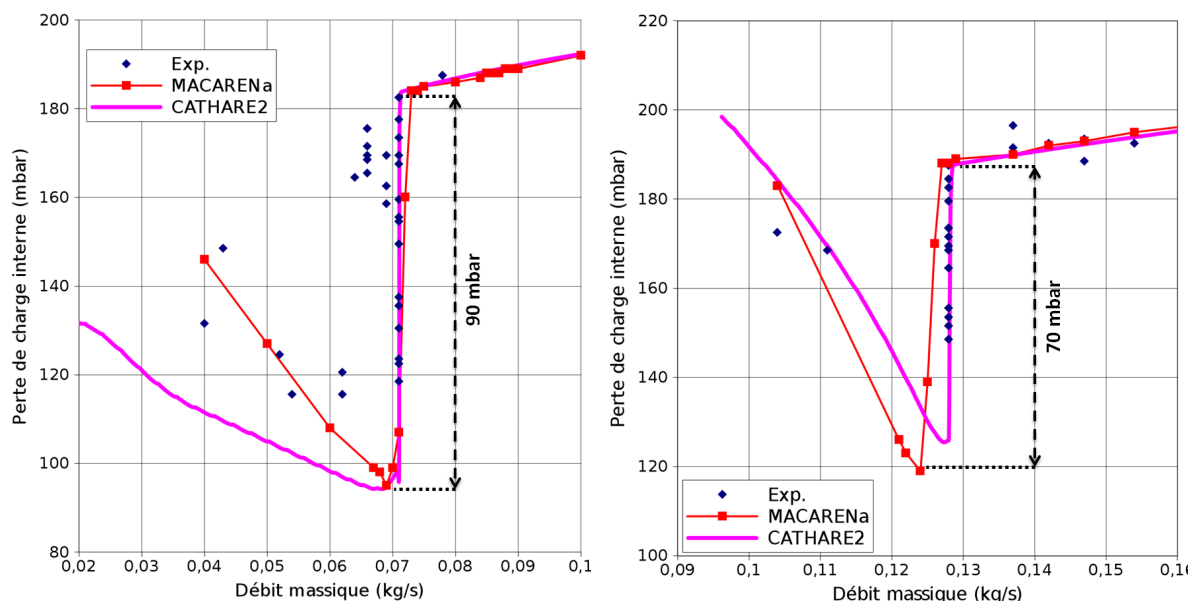


FIGURE 2.21 – Caractéristiques internes des essais GR19-BP à  $3\text{ kW/aig}$  (gauche) et  $5\text{ kW/aig}$  (droite). Résultats expérimentaux [72], simulations MACARENa et simulations CATHARE2 [67]

Les résultats des essais et des simulations MACARENa sont présentés sur la figure 2.22 pour cette section d'essai GR19-I. Ils montrent une évolution de la forme de la caractéristique interne en fonction de la puissance très cohérente entre essais et simulations. En particulier :

- à forte puissance ( $8\text{ kW/aig}$ ) : il n'y a aucune possibilité d'écoulement diphasique stable au sens du critère de Ledinegg (cf. annexe A). Une excursion de débit se déclenche naturellement dès l'apparition de l'ébullition. Par ailleurs, la pente de la caractéristique interne dans la zone diphasique instable augmente avec le niveau de puissance dans l'assemblage. Autrement dit, plus le niveau de puissance est élevé, plus l'excursion de débit sera rapide (observation confirmée par la figure A.4 dans le paragraphe A.3 de l'annexe A) ;
- pour des niveaux de puissance plus bas ( $5\text{ kW/aig}$ ,  $3\text{ kW/aig}$  et  $1\text{ kW/aig}$ ) : une zone d'écoulement diphasique stable au sens du critère de Ledinegg apparaît. Plus la puissance est basse, plus la plage de perte de charge interne permettant l'installation d'un tel écoulement diphasique stable est large. Dans les expériences comme dans les simulations, cette plage est de l'ordre de  $50\text{ mbar}$  à  $5\text{ kW/aig}$ , de  $80\text{ mbar}$  à  $3\text{ kW/aig}$  et de  $130\text{ mbar}$  à  $1\text{ kW/aig}$  ;
- à faible puissance ( $1\text{ kW/aig}$ ) : tous les points de fonctionnement sont stables au sens du critère de Ledinegg : aucune excursion de débit ne peut se produire dans l'assemblage.

### Synthèse de la validation des modèles de thermohydraulique en régime établi

- La validation des modèles de thermohydraulique de MACARENa en régime établi est basée sur la comparaison des caractéristiques internes obtenues expérimentalement et par simulations.
- Le travail de validation des modèles de thermohydraulique de MACARENa sur les essais GR19-BP montre une grande cohérence entre expériences et simulations en régime établi, en particulier en ce qui concerne les débits de début d'ébullition et les plages de perte de charge interne permettant l'installation d'un régime d'ébullition stabilisée.

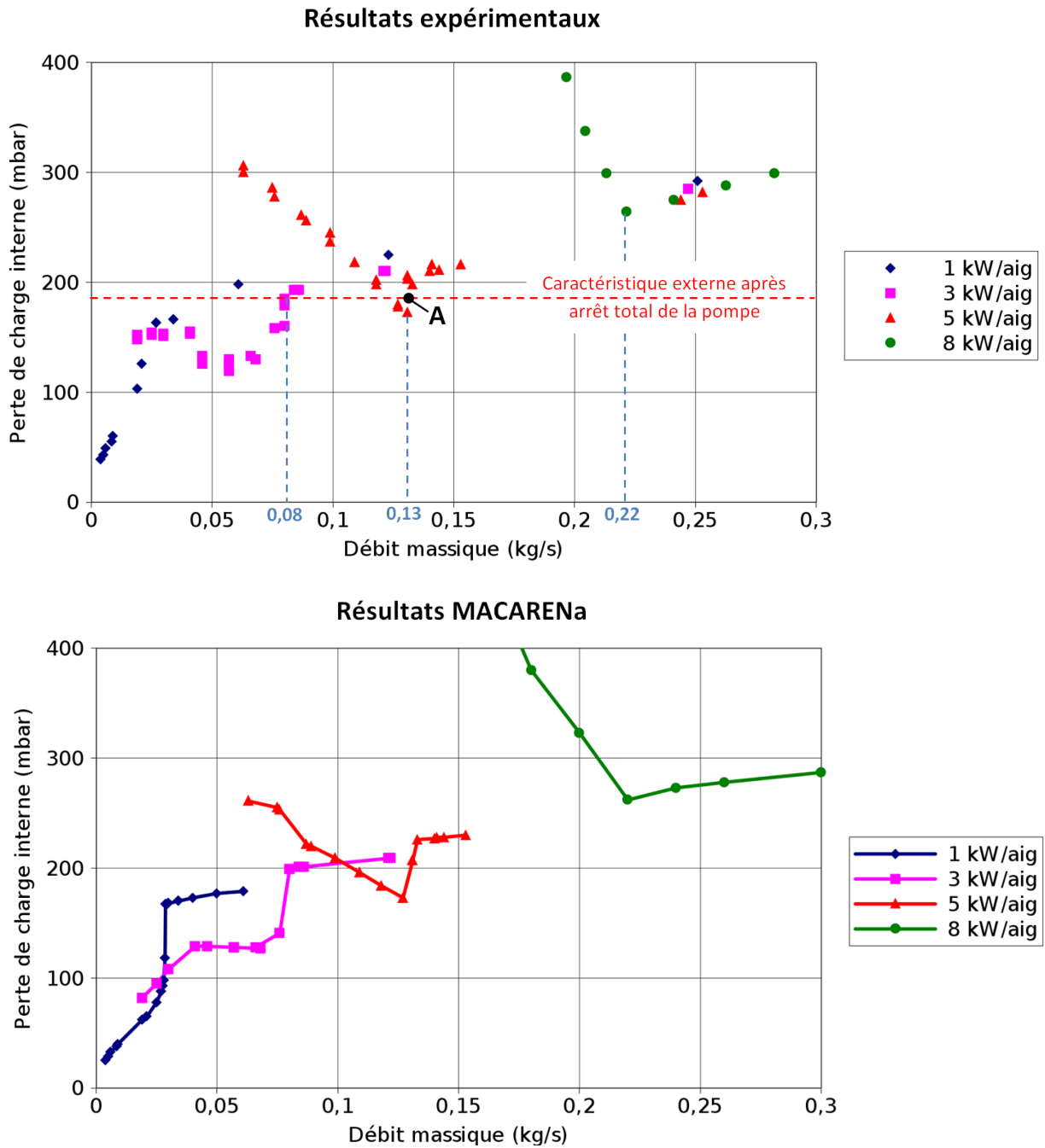


FIGURE 2.22 – Caractéristiques internes des essais GR19-I pour plusieurs niveaux de puissance. Résultats expérimentaux (haut) [72], et résultats des simulations MACARENa (bas)

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

---

- L'analyse qualitative des essais GR19-I conforte ces bons résultats en montrant une évolution cohérente de la forme de la caractéristique interne en fonction du niveau de puissance dans l'assemblage.

La transposition de ces conclusions, établies pour des régimes permanents, à des régimes transitoires n'est possible que si les variations de débits, températures, *etc.* sont suffisamment lentes pour pouvoir être assimilés à une succession de régimes permanents. Dans le cas de transitoires plus rapides (mettant en jeu des phénomènes de type excursion de débit et chouchage par exemple), les effets d'inertie thermique des structures (combustible, gaines, TH...) nécessitent un travail de validation complémentaire, qui fait l'objet des paragraphes suivants.

### 2.4.4 Transitoires d'excursion de débit

Expérimentalement, des transitoires de perte de débit ont été réalisés pour plusieurs niveaux de puissance ( $8\text{ kW/aig}$ ,  $5\text{ kW/aig}$  et  $3\text{ kW/aig}$ ) dans la section d'essai GR19-I. Seuls les essais à  $8\text{ kW/aig}$  et  $5\text{ kW/aig}$  ont mené à une excursion de débit, conformément aux conclusions tirées de l'étude des régimes établis.

#### Protocoles expérimentaux

Ces transitoires simulant l'arrêt des pompes sont réalisés, à puissance et pression de sortie constantes, par réduction progressive et régulière de la tension d'alimentation de la pompe.

Pour un niveau de puissance élevé ( $8\text{ kW/aig}$ ), une excursion de débit s'est déclenchée naturellement dès l'apparition de l'ébullition, conformément aux conclusions déduites de la forme de la caractéristique interne à ce niveau de puissance, *cf.* figure 2.22.

Pour un niveau de puissance plus faible ( $5\text{ kW/aig}$ ), le point de fonctionnement obtenu après l'arrêt total de la pompe étant stable en régime diphasique (*cf.* point A sur la figure 2.22), le régime d'écoulement obtenu en fin de transitoire consistait en une circulation naturelle double-phase stable dans la boucle d'essai [32, 70]. Pour déclencher l'instabilité indispensable à l'étude des phénomènes d'excursions de débit, l'expérimentateur a progressivement fermé la vanne de réglage en entrée de la section d'essai, de façon à "courber" la caractéristique externe.

La figure 2.23 synthétise schématiquement le protocole expérimental suivi pour déclencher une excursion de débit lors de ces deux essais.

#### Hypothèses de simulations

Pour simuler ces excursions de débit avec MACARENa, la pression motrice engendrée par la pompe est réduite par paliers de  $5\text{ mbar}$  toutes les  $50\text{ s}$ , jusqu'à son annulation. Une correction est prise en compte pour le calcul de la perte de charge interne de manière à compenser l'erreur liée à la proximité du capteur de pression supérieur avec la ligne de by-pass<sup>35</sup>. Par ailleurs, les pertes thermiques à l'extérieur du boîtier hexagonal<sup>36</sup> sont imposées pour que le débit de début d'ébullition soit cohérent entre l'expérience et la simulation (même démarche que dans l'étude réalisée avec CATHARE2 [73]). Un coefficient d'échange thermique entre la surface extérieure du TH et l'air ambiant (à  $20^\circ\text{C}$ ) de  $60\text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  fournit de bons résultats vis-à-vis des expériences.

---

35. L'ajustement réalisé est de  $53\text{ kg/s}$  pour l'essai à  $5\text{ kW/aig}$  et de  $86\text{ kg/s}$  pour l'essai à  $8\text{ kW/aig}$  (corrections déduites de [72]).

36. Ces pertes thermiques n'ont pas été mesurées pendant l'essai.

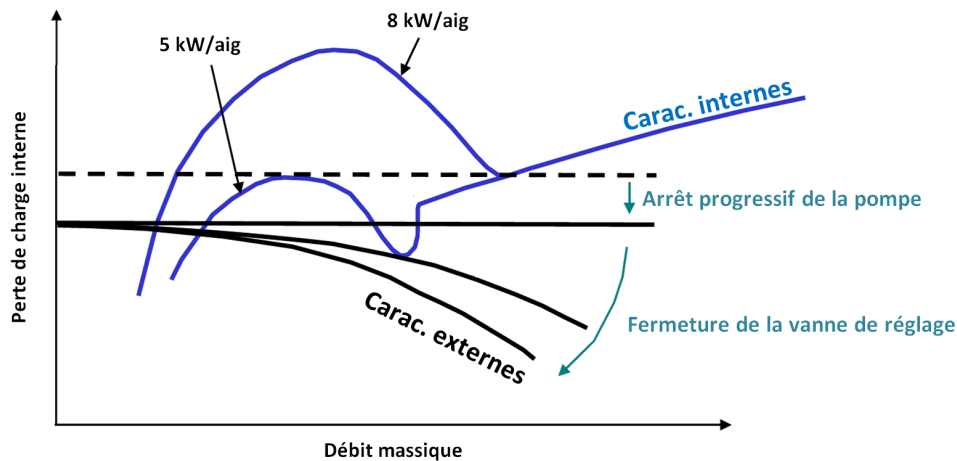


FIGURE 2.23 – Schématisation du protocole expérimental lié au déclenchement de l'excursion de débit dans les essais GR19-I à 8 kW/aig et à 5 kW/aig

Enfin, comme dans l'expérience, la température d'entrée est imposée constante à sa valeur initiale, soit 400 ° C.

Hormis le niveau de puissance, la différence entre les deux simulations d'excursion de débit provient de la perte de charge en amont de la section d'essai  $\Delta P_{amont}$ , qui régit le degré de courbure de la caractéristique externe (cf. équation 2.13) :

- essai à 8 kW/aig : la vanne de réglage étant entièrement ouverte pendant les essais, la perte de charge en amont de l'assemblage est seulement liée aux frottements et aux singularités dans le circuit (hors section d'essai). Expérimentalement, cette perte de charge a été ajustée pour être représentative du cas réacteur (SuperPhénix) ; elle est évaluée à  $\Delta P_{amont} = 25 \text{ mbar}$  au début de l'excursion de débit ; c'est-à-dire pour un débit en entrée de la section d'essai de  $Q = 0.22 \text{ kg/s}$ <sup>37</sup> ;
- essai à 5 kW/aig : la vanne de réglage était fermée à 40% au début de l'excursion. Aux pertes de charge liées aux frottements et singularités dans le circuit s'ajoute donc la perte de charge liée à la fermeture de la vanne en amont de la section d'essai. Cette perte de charge  $\Delta P_{vanne}$  peut être évaluée au moyen de la caractéristique de la vanne d'entrée de l'assemblage issue du document [71]<sup>38</sup>. La perte de charge en amont de la section est finalement évaluée, *via* cette caractéristique de vanne, à  $\Delta P_{amont} = 40 \text{ mbar}$  au début de l'excursion de débit, c'est-à-dire pour un débit en entrée de la section d'essai de  $Q = 0.13 \text{ kg/s}$ <sup>39</sup>.

## Résultats

Les excursions de débit simulées avec MACARENa sont comparées aux résultats expérimentaux sur la figure 2.24. Les conclusions suivantes sont formulées :

- le débit de début d'excursion dans la simulation à 8 kW/aig est très proche de celui qui a été observé expérimentalement (0.22 kg/s, conformément aux déductions quasi-statiques issues

37. Le paramètre  $k_{CE}$  considéré dans l'équation 2.13 vaut alors  $k_{CE} = 0.52 \cdot 10^5 \text{ m}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$ .

38. Cette caractéristique permet de relier le taux d'ouverture de la vanne (en %) à la perte de charge  $\Delta P_{vanne}$  qui lui est associée (en bar).

39. Le paramètre  $k_{CE}$  considéré dans l'équation 2.13 est alors beaucoup plus important que pour l'essai à 8 kW/aig et vaut  $k_{CE} = 2.36 \cdot 10^5 \text{ m}^{-1} \cdot \text{kg}^{-1}$ .

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

de la figure 2.22 à ce niveau de puissance). Pour une puissance de  $5 \text{ kW/aig}$ , ce débit est légèrement trop faible dans la simulation ( $0.12 \text{ kg/s}$  au lieu de  $0.13 \text{ kg/s}$ ). Un ajustement des pertes thermiques, qui sont légèrement surévaluées, aurait pu être envisagé pour ce niveau de puissance ;

- la durée des excursions<sup>40</sup> de débit simulées sont très proches de celles des expériences (de l'ordre de  $40 \text{ s}$  pour une puissance de  $8 \text{ kW/aig}$  et de l'ordre de  $140 \text{ s}$  pour une puissance de  $5 \text{ kW/aig}$ ). L'impact de l'inertie des structures solides sur la progression du front d'ébullition dans le faisceau d'aiguilles est donc bien modélisé dans MACARENa ;
- dans les simulations, l'écoulement se stabilise à la fin des excursions pour un débit de  $0.02 \text{ kg/s}$ . Cette même stabilisation est observée dans l'essai à  $5 \text{ kW/aig}$  et semble se produire dans l'essai à  $8 \text{ kW/aig}$ <sup>41</sup>. Ces résultats mettent en évidence l'existence d'un point de fonctionnement stable au sens du critère de Ledinegg pour des régimes d'ébullition à fort titre (point C de la figure A.3 en annexe A). Ce point de fonctionnement stable est obtenu dans la simulation à  $5 \text{ kW/aig}$  pour le même débit que dans l'expérience. La tendance est aussi très bonne pour la simulation de l'essai à  $8 \text{ kW/aig}$ .

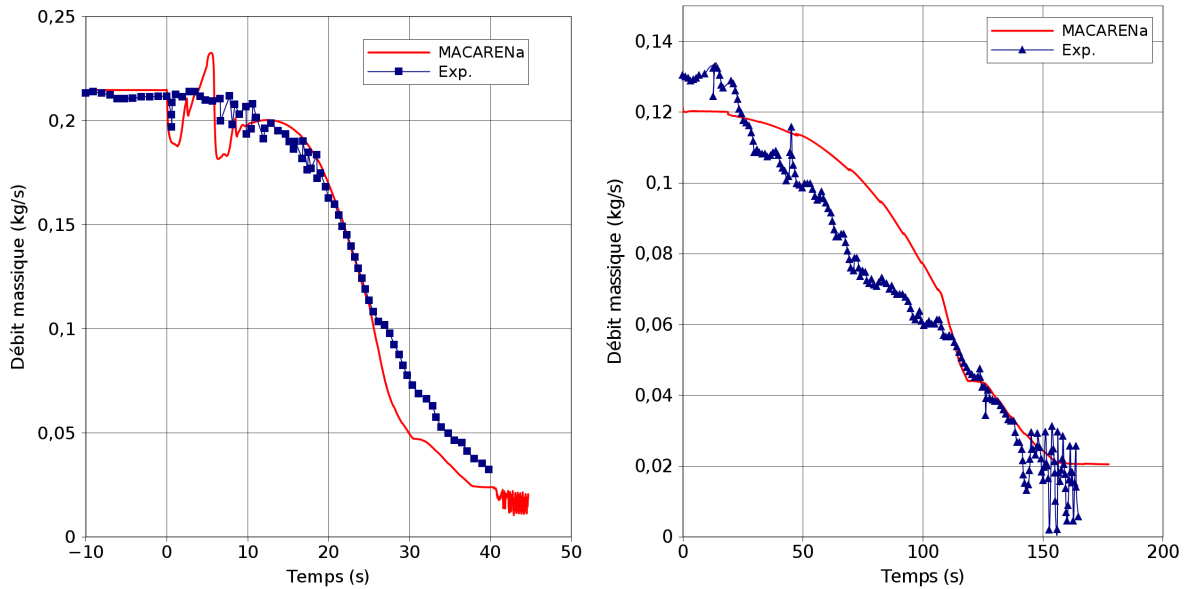


FIGURE 2.24 – Excursions de débit observées dans les essais GR19-I à  $8 \text{ kW/aig}$  (gauche) et  $5 \text{ kW/aig}$  (droite) et simulations MACARENa associées

L'outil MACARENa est donc en mesure de reproduire des transitoires d'excursion de débit pour lesquels l'inertie des structures joue un rôle prépondérant. Son aptitude à simuler des transitoires de type ébullition stabilisée est ensuite testée sur la même section d'essai GR19-I, mais pour des niveaux de puissance plus bas.

40. La durée de l'excursion de débit est définie par l'intervalle de temps séparant l'atteinte du point de fonctionnement instable à l'origine de l'excursion (point B sur la figure A.3 en annexe A) de l'atteinte du prochain point de fonctionnement stable (point C sur cette même figure).

41. Cet essai a été arrêté avant la stabilisation de l'écoulement afin de prévenir la dégradation de la section d'essai.

### 2.4.5 Transitoires d'ébullition stabilisée

En effet, parmi la série d'essais GR19-I, le seul transitoire de perte de débit à aboutir sur un régime d'ébullition stabilisée est celui qui s'est déroulé à une puissance de  $3 \text{ kW/aig}$ .

#### Protocole expérimental

Expérimentalement, la perte de débit a été réalisée (toujours à puissance et pression de sortie constantes) par réduction progressive et régulière de la tension d'alimentation de la pompe jusqu'à son annulation. La vanne d'entrée est restée ouverte pendant tout le transitoire. Aucun relevé détaillé de l'évolution temporelle du débit n'a cependant été trouvé dans les compte-rendus d'essai. Il est seulement spécifié que "*le régime final est stable : on a obtenu une circulation naturelle double phase dans la boucle à la suite d'une variation lente du débit d'entrée*" [32].

#### Hypothèses et résultats

Le protocole suivi dans les simulations est le même que dans l'expérience ; il est présenté dans le paragraphe 2.4.4.

En l'absence de relevé expérimental, deux niveaux de pertes thermiques ont été considérés dans les simulations, afin d'être en mesure de conclure quant à leur impact sur la stabilisation de l'ébullition dans l'assemblage :

- simulation avec pertes thermiques : le coefficient d'échange convectif entre la surface externe du TH et l'air ambiant est de  $60 \text{ W/m}^2.K$ , ce qui est cohérent avec l'expérience au vu des résultats présentés à plus forts débits sur la figure 2.24 (qui considéraient ce même niveau de pertes thermiques) ;
- simulation sans pertes thermiques : ce même coefficient d'échange convectif est de  $0 \text{ W/m}^2.K$  (*i.e.* le TH isolé adiabatiquement).

Les régimes diphasiques stables obtenus avec MACARENa et résultant d'une annulation de perte de charge liée à la pompe dans ces deux conditions sont présentés sur la figure 2.25.

#### Interprétation des résultats sans prise en compte des fuites thermiques

Dans la simulation sans fuites thermiques, l'évolution du débit est caractérisée par des oscillations importantes qui n'ont pas été observées expérimentalement. Ces oscillations sont composées de deux signaux distincts :

- un signal de basse fréquence, d'une période d'environ  $75 \text{ s}$  et d'amplitude  $\sim 0.2 \text{ kg/s}$  ;
- un signal de haute fréquence, d'une période de seulement  $2 \text{ s}$  environ et d'amplitude bien plus faible, de l'ordre de  $0.04 \text{ kg/s}$ .

L'origine physique de ces signaux peut être déduite de l'évolution temporelle des fronts d'ébullition dans la section d'essai, renseignée pour cette même simulation en figure 2.26 :

- le signal de basse fréquence est lié aux cycles de vaporisation du sodium au sommet de la colonne chauffante, suivie de sa recondensation immédiate dans la zone froide supérieure (CAS). Ces cycles interviennent tant que la CAS est suffisamment froide pour permettre la recondensation du sodium ;
- une fois que la température de la CAS devient suffisamment élevée, l'entraînement de sodium chaud rendu possible jusque dans la PNS est à l'origine d'ébullition "par flash", liée à la

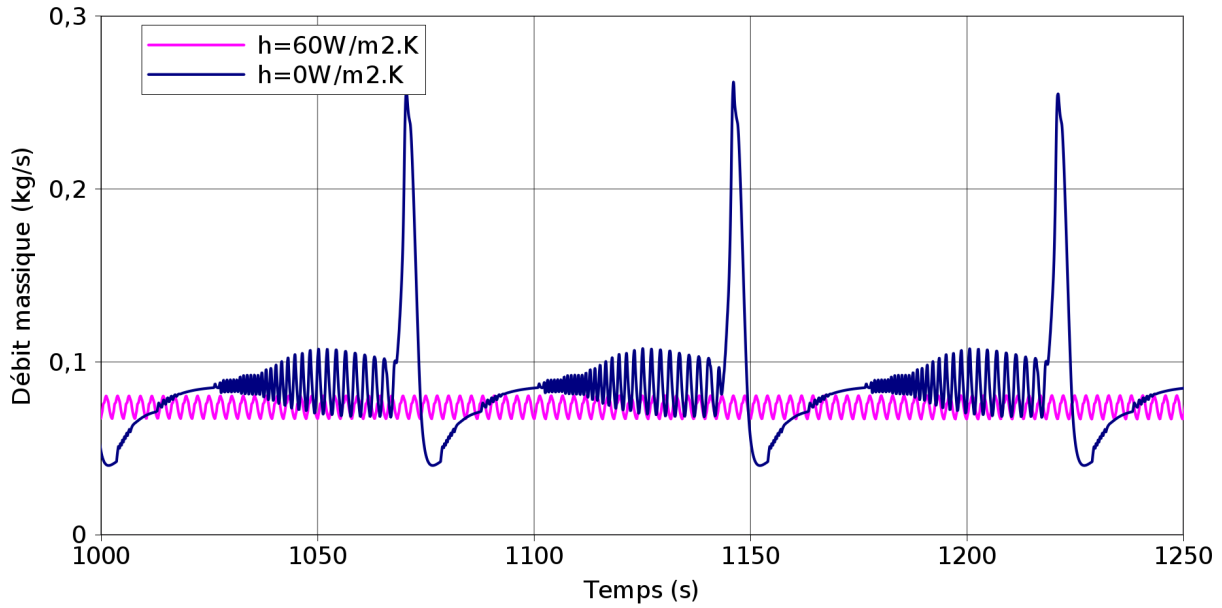


FIGURE 2.25 – Evolutions temporelles de débit obtenues dans les simulations MACARENa de l'essai de perte de débit GR19-I à  $3\text{ kW/aig}$ , avec ou sans prise en compte des pertes thermiques

pression hydrostatique plus faible dans cette zone. Ce signal de basse fréquence correspond ainsi à “l’effet geyser” défini dans [74].

Ces mêmes interprétations physiques étaient déjà proposées dans [74] à propos d’un autre essai d’ébullition stabilisée réalisé dans l’installation THORS<sup>42</sup>. Cet essai est très proche de ceux qui ont été réalisés dans la section d’essai GR19, en termes de géométrie<sup>43</sup> comme de gammes de puissances et de débits. Il s’agit plus précisément d’un essai d’arrêt de pompe réalisé dans une section d’essai comportant deux assemblages parallèles refroidis par un écoulement ascendant de sodium. Pour plus de détails, le lecteur se référera à [74].

La phénoménologie de l’ébullition observée lors de cet essai est en effet très similaire à celle qui est décrite ci-dessus pour la simulation MACARENa, comme le mettent en évidence les évolutions de débits présentées en figure 2.27. Cette figure présente :

- l’évolution temporelle du débit d’entrée après un arrêt des pompes durant l’essai THORS-231A (en haut) ;
- l’évolution temporelle du débit pour une simulation MACARENa après arrêt des pompes réalisé dans la section d’essai GR19-I pour une puissance de  $3.5\text{ kW/aig}$ <sup>44</sup> (en bas).

Les niveaux de puissance et de débit dans l’essai THORS ne sont pas connus précisément, mais la comparaison qualitative des signaux haute et basse fréquences présente de grandes similitudes, en terme de fréquences comme d’amplitudes. Cela confirme la capacité de MACARENa à reproduire la phénoménologie de l’ébullition stabilisée telle qu’observée expérimentalement par le passé.

42. THORS pour Thermal-Hydraulic Out-of-Reactor Safety [74].

43. Dans la section d’essai THORS, chaque assemblage comporte 19 aiguilles caractérisées par une colonne chauffante longue de  $1.016\text{ m}$ . Le profil axial de puissance est cosinusoidal. L’assemblage comporte aussi une CAI et une CAS (Couverture Axiale Supérieure) non chauffées, longues chacune de  $0.356\text{ m}$ . Au delà de la CAS se situe un VES de  $0.813\text{ m}$ . L’assemblage est isolé thermiquement par trois TH successifs, contrairement à l’assemblage GR19. Plus de détails dans [74].

44. Ce niveau de puissance n’a pas été testé expérimentalement dans la série d’essais GR19-I.

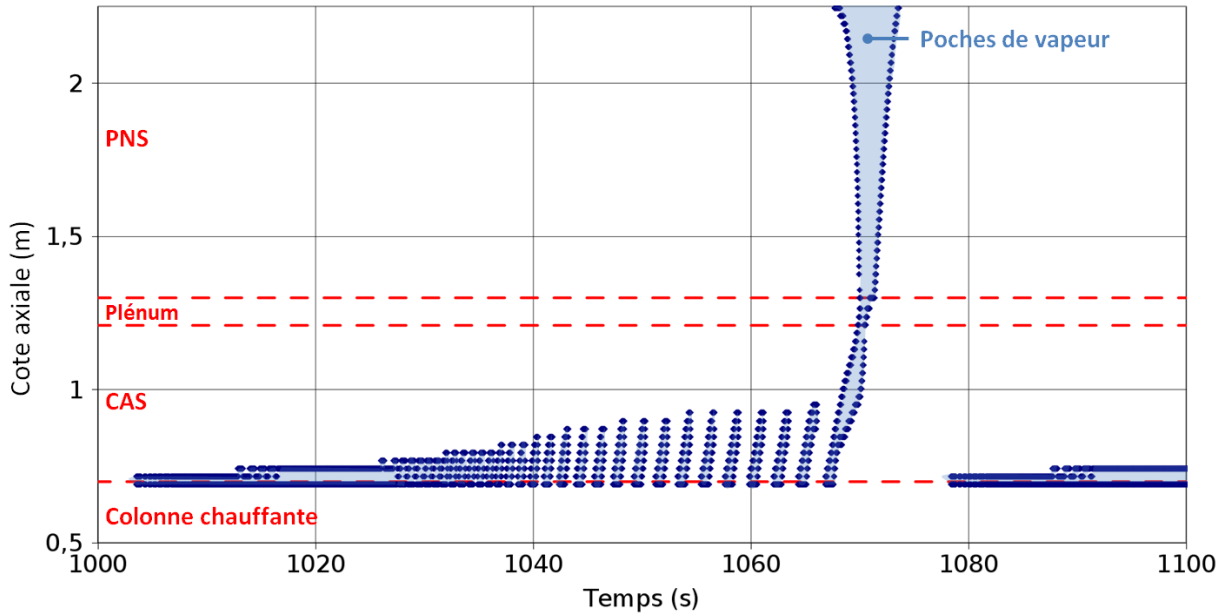


FIGURE 2.26 – Evolution temporelle des fronts d'ébullition et de renoyage dans la simulation MACARENa de l'essai de perte de débit GR19-I à  $3\text{ kW/aig}$  sans prise en compte des pertes thermiques

### Interprétation des résultats avec prise en compte des fuites thermiques

Les compte-rendus d'essais GR19-I ne font nulle mention de fortes oscillations du débit d'entrée dans l'essai à  $3\text{ kW/aig}$ , contrairement à ce qui a été observé dans la simulation MACARENa sans prise en compte des fuites thermiques ou dans l'essai THORS.

Lorsque les fuites thermiques sont prises en compte dans la simulation, le signal de basse fréquence (effet geyser) disparaît, et l'amplitude du signal de haute fréquence est réduite, cf. figure 2.25. Concrètement, cela signifie que les fuites thermiques vers l'extérieur de la section d'essai sont suffisamment importantes pour limiter l'échauffement de la CAS et empêcher l'occurrence du phénomène d'ébullition par flash dans la PNS. Le front d'ébullition se trouve donc stabilisé au niveau de la CAS par les fuites thermiques hors de l'assemblage. Conformément aux observations expérimentales, le régime diphasique stable est obtenu à la fin de la perte de débit pour un débit quasi-constant dans le temps, égal à  $0.08\text{ kg/s}$  (valeur cohérente avec l'analyse quasi-statique de la figure 2.22).

#### 2.4.6 Synthèse de la validation des modèles de thermohydraulique en régime transitoire

- Lorsque les conditions de fuites thermiques hors de l'assemblage et de perte de charge en amont de la section d'essai sont bien prises en compte, les transitoires d'excursions de débit simulés par MACARENa dans la section d'essai GR19-I concordent bien avec l'expérience, en termes de durées d'excursion notamment.

- La phénoménologie observée dans les simulations de transitoires d'ébullition stabilisée est cohérente vis-à-vis des observations expérimentales. En l'absence de fuites thermiques, le phénomène de chouchage engendre d'importantes variations du débit d'entrée, comme cela a été observé dans



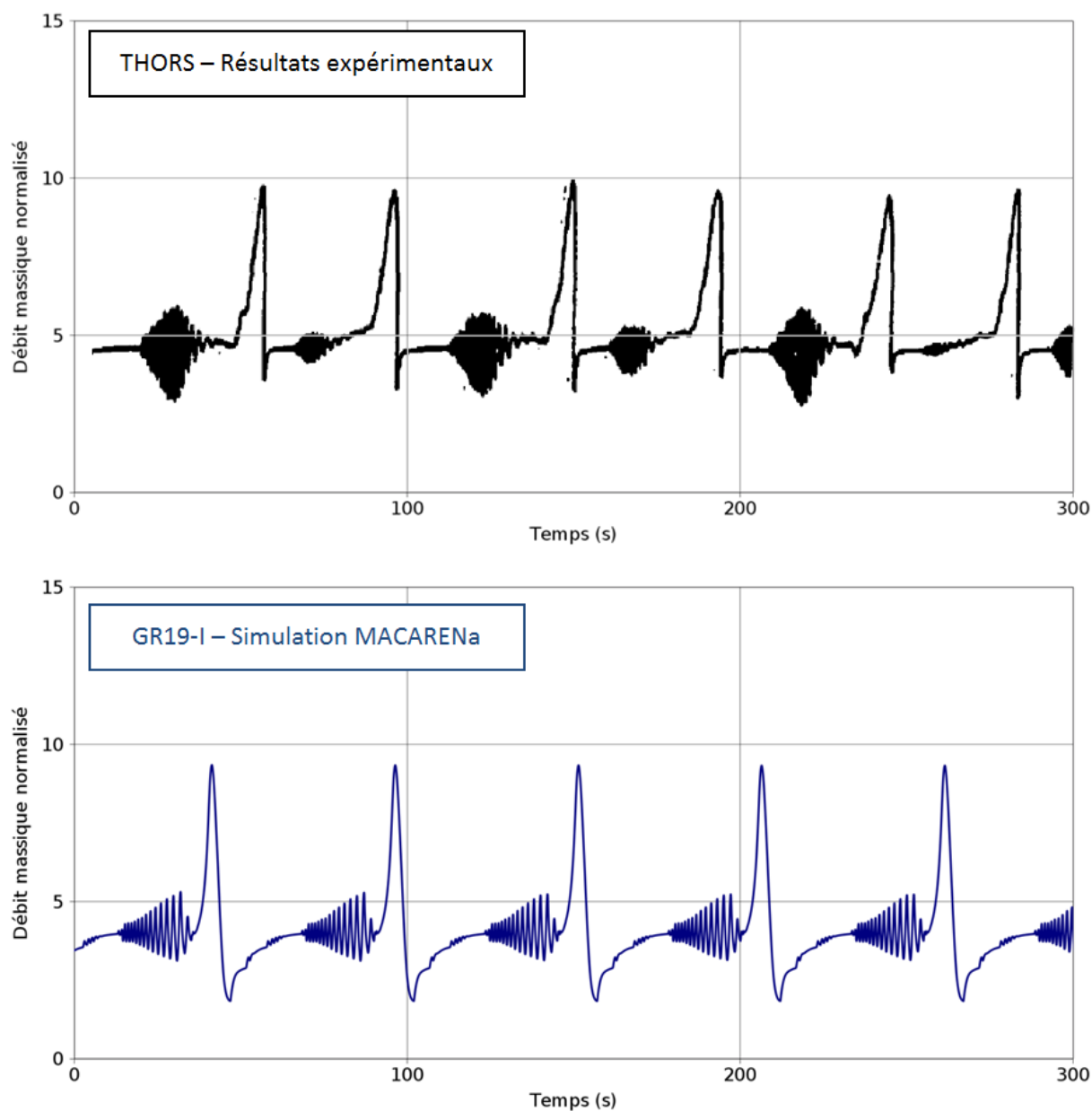


FIGURE 2.27 – Evolutions du débit d'entrée durant l'essai de perte de débit THORS-213A [74] (haut) et dans la simulation MACARENa d'une perte de débit dans la section d'essai GR19-I à  $3.5 \text{ kW/aig}$ , sans prise en compte des pertes thermiques (bas)

## 2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2

---

THORS. Avec prise en compte des fuites thermiques hors de la section d'essai, le front d'ébullition se stabilise au-dessus de la colonne chauffante et les oscillations du débit dans l'assemblage sont fortement atténuées, comme cela a été observé lors de l'essai de perte de débit GR19-I à 3 kW/aig.

A puissance constante, les modèles de thermohydraulique décrits dans le paragraphe 2.2 fournissent donc de bons résultats vis-à-vis des expériences. En conditions réacteur, la puissance évolue pendant le transitoire, en fonction des dilatations thermiques des différents matériaux et de la dilatation/vaporisation du sodium notamment. La validation du couplage entre la thermohydraulique et la neutronique, qui permet le calcul de l'évolution temporelle de la puissance, fait l'objet du paragraphe 2.5.

## 2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2

En l'absence de données expérimentales concernant le déroulement d'un ULOF en pile avec un cœur hétérogène, le couplage neutronique-thermohydraulique (décrit dans le paragraphe 2.3) est vérifié par la comparaison d'un ULOF simulé sur un cœur complet de type CFV avec MACARENa et avec celui calculé avec le code de thermohydraulique système CATHARE2<sup>45</sup>.

### 2.5.1 Description du couplage neutronique-thermohydraulique

Les données de calcul de MACARENa et CATHARE2 sont exposées ci-après. Pour plus de détails concernant le calcul CATHARE2, le lecteur pourra se référer à la référence [26].

#### Données initiales

Pour CATHARE2 comme pour MACARENa, des calculs préalables du cœur avec un logiciel de neutronique sont nécessaires à la détermination des données d'entrée pour le couplage entre la neutronique et la thermohydraulique. Pour le calcul du transitoire qui fait l'objet de ce paragraphe 2.5, ce calcul est commun aux deux outils. Il s'agit d'un calcul de cœur complet réalisé en 3D, assemblage par assemblage, avec le logiciel de neutronique ERANOS [75]. L'interface ERANOS-CATHARE permet ensuite d'extraire les données nécessaires au couplage entre neutronique et thermohydraulique (*i.e.* les puissances linéiques et coefficients de contre-réactions neutroniques) de la base de résultats ERANOS, et ce dans chaque maille du cœur. Cette même démarche est donc appliquée aux découpages du cœur CFV-V3 (en fin de cycle à l'équilibre) considérés dans chaque outil.

---

45. Ce code de référence est choisi car il est actuellement utilisé pour les études de conception et sûreté du réacteur (avant ébullition).

### Découpage du cœur considéré dans CATHARE2

Dans CATHARE2, le regroupement de plusieurs assemblages dans une même dérivation<sup>46</sup> respecte les éléments de conception suivants [26] :

- même type d'assemblage (*i.e.* du cœur interne ou du cœur externe) ;
- même zonage de débit<sup>47</sup> (le cœur CFV-V3 comporte 5 zones distinctes) ;
- même taux de combustion<sup>48</sup> (le plan de chargement du cœur CFV-V3 comporte 4 cycles) ;
- le niveau de puissance similaire (la limite de dispersion maximale de la puissance par assemblage au sein d'une dérivation étant fixée à  $\pm 5\%$ ).

Le cœur CFV-V3 ainsi modélisé dans CATHARE2 contient un total de 31 dérivation (pour les assemblages combustibles) détaillées dans le document [29].

### Découpage du cœur considéré dans MACARENa

MACARENa étant un outil de calcul plus simple visant à réduire les temps de calcul, les critères de regroupements diffèrent de ceux de CATHARE2. Son regroupement des assemblages du cœur en dérivation respecte les éléments de conception suivants :

- le type d'assemblage ;
- le zonage de débit ;
- le niveau de puissance (la limite de dispersion maximale de la puissance par assemblage au sein d'une dérivation étant par défaut fixée à  $\pm 15\%$ ).

Le cœur CFV-V3 ainsi modélisé dans MACARENa comporte 12 dérivation. La dispersion moyenne des puissances au sein d'une dérivation est de 2.8 %, le maximum étant de 14.1 % pour l'assemblage 39/25 (situé dans la dérivation n° 9).

### 2.5.2 Caractéristiques du transitoire considéré

Le transitoire considéré pour ce travail de vérification a été étudié avec CATHARE2 dans le document [29]. Il s'agit d'un arrêt des pompes primaires sur leur inertie, sans arrêt automatique du réacteur, induisant une perte de débit primaire caractérisée par un temps de demi-débit de 12 s. Ce transitoire se produit dans le cœur CFV-V3 supposé en fin de cycle d'irradiation et à l'équilibre.

Par ailleurs :

- la défaillance ne concerne que les pompes primaires : le circuit secondaire reste en fonctionnement normal ;
- le refroidissement des assemblages par le sodium s'écoulant dans l'espace inter-assemblage n'étant pas modélisé dans CATHARE2<sup>49</sup>, il n'est pas pris en compte dans la simulation MACARENa ;
- le transitoire décrit dans le document [29] a été calculé avec CATHARE2 sans considérer de couplage avec le logiciel de CFD (Computational Fluid Dynamics) TrioCFD. Autrement dit,

---

46. Les capacités de CATHARE2 ne permettent pas de décrire individuellement la totalité des assemblages du cœur. Ceux qui sont identiques en géométrie, matériaux et propriétés neutroniques sont donc regroupés en "dérivation" [26].

47. Ce zonage de débit est un compromis technologique visant à réduire le nombre de dispositifs déprimogènes différents tout en maintenant des écarts en température acceptables en sortie des assemblages [26].

48. Le cœur est rechargé par quart et contient donc des assemblages ayant quatre taux de combustion différents, pouvant induire des variations des propriétés thermiques ou neutroniques.

49. Par choix de l'utilisateur.

## 2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2

les collecteurs chaud et froid ne sont modélisés que par un seul volume. L'inertie thermique de ces collecteurs est donc maximisée. Les paramètres  $Frac_{CC}$  et  $Frac_{CF}$ , qui permettent de quantifier cette inertie thermique de collecteurs dans MACARENa (cf. paragraphe 2.3.5), sont pris égaux à 1 pour être cohérent avec cette modélisation 0D de CATHARE2.

### 2.5.3 Comparaison des régimes permanents

Afin de comparer les deux outils dans les meilleures conditions, les régimes permanents initiaux sont comparés. Ils sont caractérisés par une perte de charge interne au cœur, un débit global et une puissance totale identiques dans les deux simulations :

- perte de charge entre l'entrée et la sortie du cœur :  $2.66 \text{ bar}$  (obtenue pour une perte de charge liée aux pompes primaires de  $P_{pompes} = 2.32 \text{ bar}$  en régime nominal) ;
- débit massique de sodium parcourant l'ensemble des assemblages combustibles du cœur :  $7297 \text{ kg/s}$  ;
- puissance totale déposée dans le combustible :  $1491 \text{ MW}$  <sup>50</sup>.

Les distributions axiales de température et de pression dans le sodium de la dérivation la plus chaude du cœur <sup>51</sup> sont comparées sur la figure 2.28 pour ce régime permanent initial. La concordance entre ces résultats est très bonne, et confirme la validité des modèles de thermohydraulique de MACARENa à puissance constante, déjà démontrée dans le paragraphe 2.4.

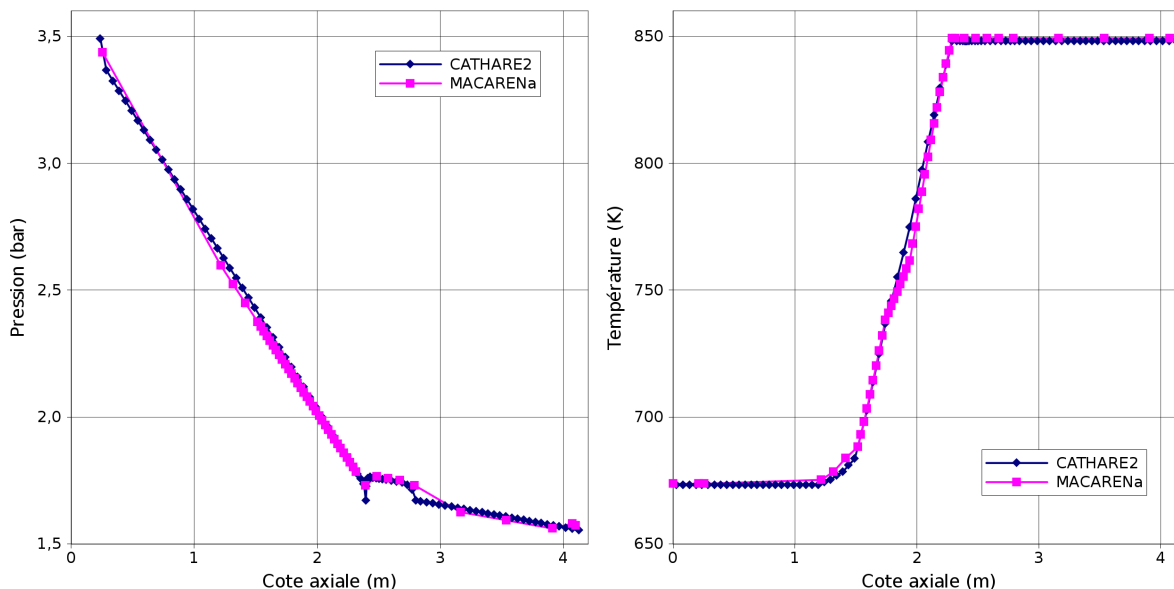


FIGURE 2.28 – Distributions axiales de pression (gauche) et de température (droite) dans le sodium de la dérivation la plus chaude du cœur obtenues en régime permanent avec CATHARE2 et MACARENa

50. La puissance totale du réacteur est de  $1500 \text{ MW}$ . Les  $9 \text{ MW}$  qui sont déposés dans les structures autour du cœur (assemblages réflecteurs notamment) ne sont pris en compte ni dans CATHARE2 ni dans MACARENa.

51. Seule dérivation présentant les mêmes conditions de puissance ( $5.85 \text{ MW}$ ) et de débit ( $26.43 \text{ kg/s}$ ) dans la modélisation du cœur de CATHARE2 et MACARENa.

### 2.5.4 Comparaison des transitoires avant apparition de l'ébullition

#### Déclenchement des pompes primaires et réduction du débit dans le cœur

Le déclenchement des pompes intervient à  $t = 0$  s. Ce transitoire de perte de débit est caractérisé par un temps de demi-débit primaire  $\tau_{1/2} = 12$  s (cf. équation 2.1 dans MACARENa). Cet arrêt des pompes primaires induit une variation de la perte de charge globale entre l'entrée et la sortie du cœur, illustrée en figure 2.29 (à gauche). Cette évolution de  $\Delta P_{ext}$  est accompagnée d'une décroissance de débit dans le cœur, aussi illustrée sur cette figure pour les deux outils (à droite). Les décroissances de perte de charge dans le cœur calculées par CATHARE2 et

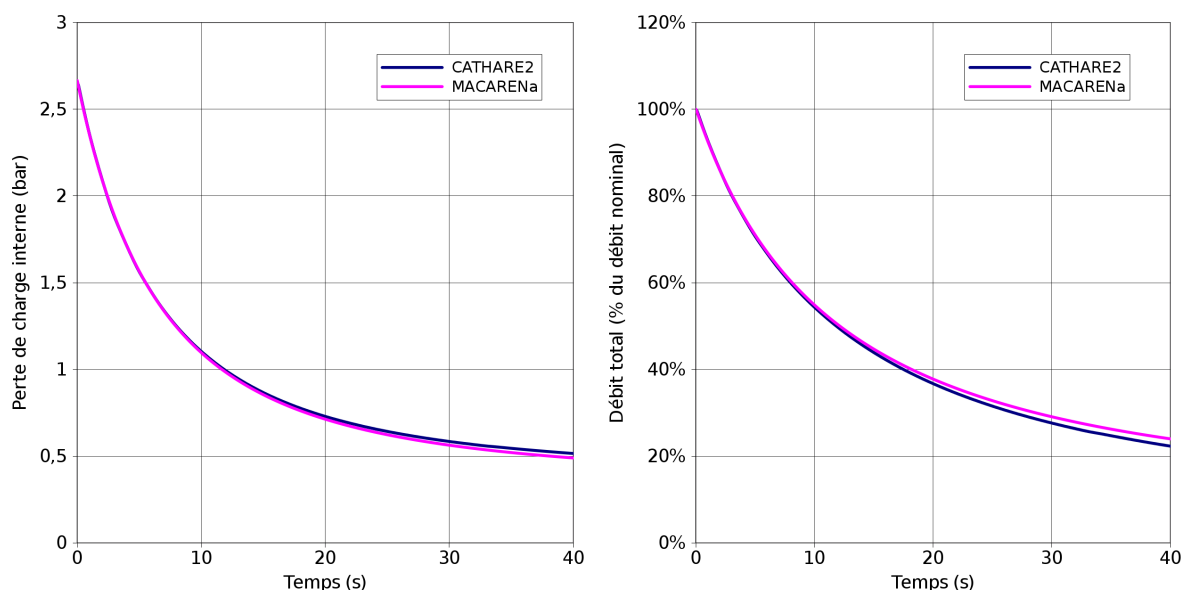


FIGURE 2.29 – Evolutions temporelles de la perte de charge dans le cœur (gauche) et du débit total dans le cœur (droite) lors du transitoire ULOF simulé par CATHARE2 et MACARENa

MACARENa sont très proches. La perte de charge asymptotique (correspondant à la perte de charge gravitaire dans la boucle externe au cœur) diffère légèrement, mais ces modifications n'impactent que très peu l'évolution du débit (moins de 2% d'erreur au bout de 40 s de transitoire).

#### Evolution de la puissance du cœur

La réduction du débit de sodium dans le cœur induit des variations importantes de la température des différents matériaux (acier, combustible, sodium). Comme expliqué dans le paragraphe 2.3.3, ces variations induisent à leur tour des insertions de réactivité qui modifient la puissance du cœur. Les différentes contre-réactions calculées par CATHARE2 et MACARENa lors de cette phase d'initiation sont présentées en figure 2.30 (à gauche). L'évolution de la puissance qui en découle est présentée sur la même figure (à droite).

- Les évolutions temporelles des contre-réactions permettent de tirer les conclusions suivantes :
- les contre-réactions liées à la dilatation du TH et à l'effet sommier sont négligeables dans les deux simulations ;

## 2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2

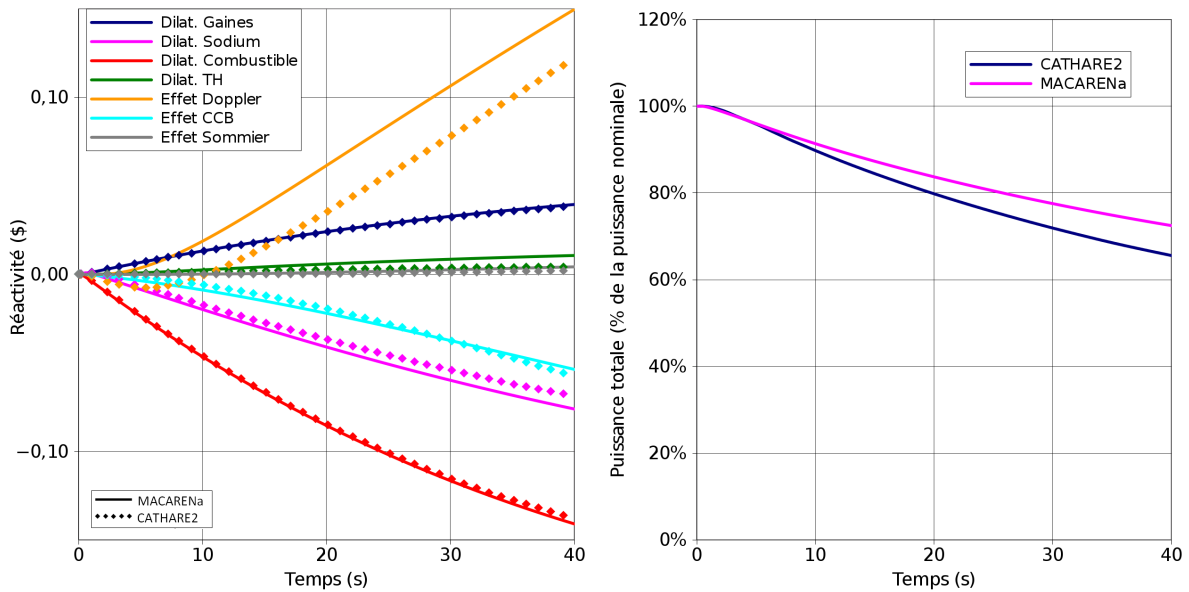


FIGURE 2.30 – Evolutions temporelles des contre-réactions neutroniques (gauche) et de la puissance totale du cœur (droite) lors du transitoire ULOF simulé par CATHARE2 et MACARENa

- l'effet Cœur-Cuve-Barres n'est, lui, pas négligeable et tend à accélérer la diminution de la puissance lors de cette phase d'initiation. Les calculs de l'insertion de réactivité liées à cet effet sont très proches entre les deux outils ;
- les contre-réactions directement liées à la température des gaines (dilatation des gaines et dilatation du combustible<sup>52</sup>) calculées par MACARENa sont très proches de celles qui sont calculées par CATHARE2 ;
- les deux calculs de l'effet de vide concordent aussi très bien ;
- dans CATHARE2, la contre-réaction Doppler est d'abord négative avant de devenir positive et de croître quasi-linéairement. Cet effet de retard est moins marqué dans la simulation MACARENa, dans laquelle la contre-réaction Doppler est positive dès le début du transitoire (différence expliquée dans la suite). L'évolution de cette contre-réaction est par contre très similaire pour la suite du transitoire, pour laquelle la contre-réaction Doppler évolue quasi-linéairement et croît à la même vitesse.

Les évolutions de puissance qui découlent de ces contre-réactions suivent également la même tendance dans les deux simulations. La puissance totale du cœur décroît jusqu'à atteindre, à  $t = 40$  s, les valeurs de :

- 66 % de la puissance nominale dans CATHARE2 ;
- 72 % de la puissance nominale dans MACARENa.

L'écart de 6 % entre ces deux valeurs, qui est faible au vu des nombreuses incertitudes liées à ce type de transitoire (*cf.* chapitre 4), est principalement lié à l'absence d'effet de retard pour la contre-réaction Doppler dans la simulation MACARENa. Cette absence s'explique notamment par la différence de regroupement des assemblages en dérivations dans les deux outils. En effet, la simulation effectuée avec CATHARE2 considère un total de 31 dérivations (qui respectent les

<sup>52</sup>. On rappelle qu'en fin de cycle, le combustible est lié aux gaines. Le calcul de la contre-réaction de dilatation axiale du combustible ne dépend donc pas de la température du combustible mais bien de celle des gaines.

## 2 Modélisation de la phase d'initiation

---

cycles d'irradiation<sup>53</sup>) au lieu de seulement 12 dans la simulation MACARENa. Le regroupement de CATHARE2 présente donc une description plus fine des distributions axiales du coefficient  $h_{jeu}(z)$ ; cela est à l'origine d'une légère différence dans les évolutions temporelles de température du combustible, donc de celle de la contre-réaction Doppler. L'erreur de 15 % sur le calcul de cette contre-réaction est acceptable au vu des incertitudes liées à ce paramètre (incertitudes de  $\pm 20\%$  selon les références [76–79]). On montrera par ailleurs dans le chapitre 4 que le calcul de cette contre-réaction Doppler lors d'un ULOF est très proche de celle qui est calculée avec le code mécaniste SIMMER-III. Finalement, on souligne que l'incertitude liée au calcul de l'effet Doppler (comme de celles des autres contre-réactions neutroniques) sera prise en compte par une distribution de probabilité sur les coefficients de contre-réaction dans le chapitre 4.

### Evolutions de la température du sodium

Comme expliqué dans le paragraphe 2.1.2, l'évolution du rapport Puissance/Débit pendant cette phase d'initiation entraîne un échauffement plus ou moins rapide du sodium.

En sortie de colonne fissile, l'échauffement du sodium est légèrement plus rapide dans la simulation MACARENa du fait de la diminution plus lente de la puissance du cœur. Cela est visible *via* l'évolution (légèrement plus rapide) de la contre-réaction de dilatation du sodium en figure 2.30, et *via* le premier instant d'ébullition, qui est de 41 s pour la simulation MACARENa et de 44 s pour la simulation CATHARE. En sortie d'assemblage, les évolutions temporelles de la température du sodium sont très proches dans les deux simulations, comme mis en évidence sur la figure 2.31 (à gauche), qui présente l'échauffement du sodium en sortie de la dérivation la plus chaude du cœur.

L'évolution de la température dans les collecteurs est aussi renseignée sur cette figure 2.31 (à droite). La température du sodium dans le collecteur froid est presque constante à sa valeur initiale dans les deux simulations (elle ne diminue que de 2 K pendant les 40 premières secondes), ce qui est cohérent vis-à-vis du transitoire simulé, pour lequel le circuit secondaire fonctionne normalement. L'élévation de la température du sodium dans le collecteur chaud suit également la même tendance dans les deux simulations. On souligne que sur cette figure, la température du sodium dans le collecteur chaud, indiquée pour la simulation CATHARE2, prend en compte l'arrivée de sodium froid par certaines dérivations<sup>54</sup>, ce qui n'est pas le cas pour la simulation MACARENa. Cette différence explique l'écart de 6 K entre les régimes permanents calculés par les deux outils.

### Insertion des barres d'absorbant dans le cœur

Durant ce transitoire, l'effet CCB joue un rôle non négligeable, *cf.* figure 2.30. Cet effet dépend directement de l'insertion des barres d'absorbant dans le cœur, illustrée en figure 2.32 pour les deux simulations. Conformément à la bonne concordance entre les insertions de réactivité liées à l'effet CCB dans les deux simulations, l'évolution temporelle de l'insertion des barres d'absorbants suit bien la même tendance dans les deux calculs. Le modèle présenté dans le paragraphe 2.3.4

---

53. Cela signifie que deux assemblages qui n'ont pas suivi le même historique d'irradiation ne peuvent pas être réunis dans une même dérivation.

54. Il s'agit de l'unique dérivation dédiée aux espaces inter-assemblages dans CATHARE2, des dérivations associées aux assemblages inertes, absorbants (RBC, RBD), de mitigation et de prévention, aux assemblages réflecteurs, PNL et de stockage interne.

## 2.5 Validation du couplage neutronique/thermohydraulique par comparaison d'un ULOF simulé avec MACARENa et CATHARE2

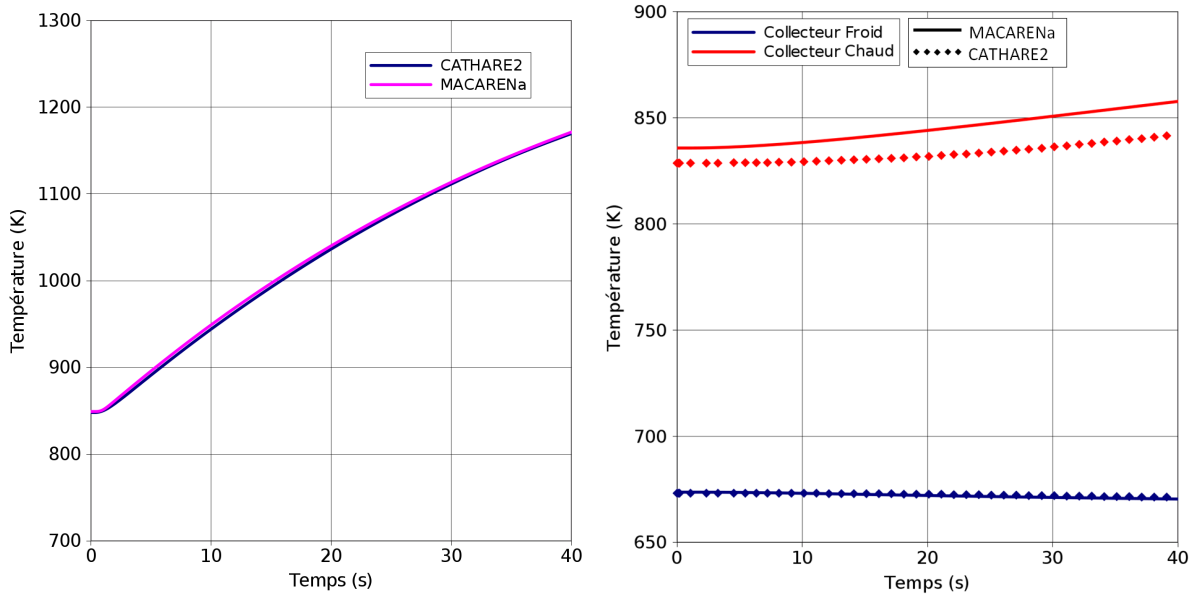


FIGURE 2.31 – *Evolutions temporelles des températures dans le sodium en sortie de la dérivation la plus chaude (à gauche) et dans les collecteurs chaud et froid (à droite) lors du transitoire ULOF simulé avec CATHARE2 et MACARENa*

pour le calcul de cette insertion dans MACARENa permet donc bien de retrouver celle qui est calculée dans CATHARE2 dans le cadre de ce transitoire de référence.



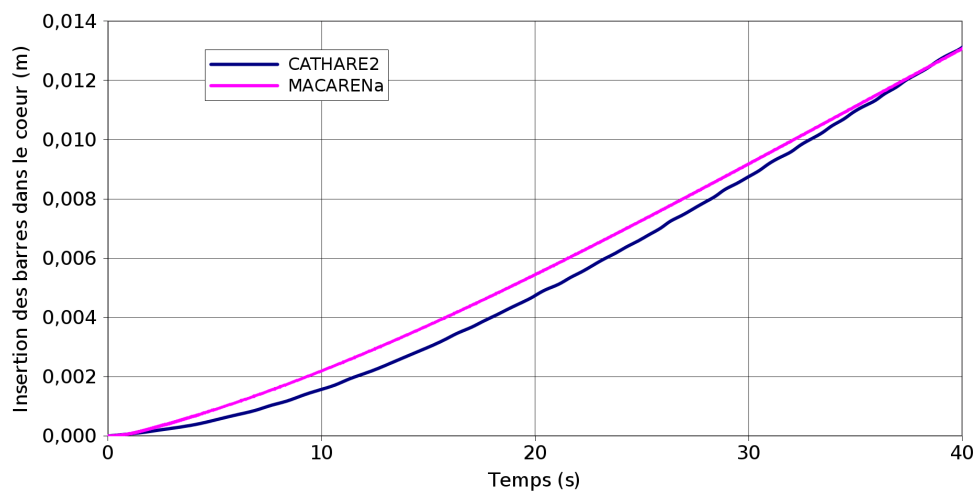


FIGURE 2.32 – Evolution temporelle de l'insertion des barres d'absorbant dans le cœur lors du transitoire ULOF simulé avec CATHARE2 et MACARENa

### A retenir du chapitre “Modélisation de la phase d’initiation”

- Les phénomènes physiques régissant le déroulement de la phase d’initiation de l’ULOF en RNR-Na ont été identifiés puis décrits dans le paragraphe 2.1 (évolutions en température et en taux de présence des différents matériaux de l’assemblage, stabilisation de l’ébullition dans les structures supérieures ou au contraire propagation vers le bas de certains assemblages, *etc.*). Le couplage entre neutronique et thermohydraulique joue aussi un rôle prépondérant.

- Une modélisation physique a été élaborée pour chacun de ces phénomènes prépondérants, reposant sur les équations de conservations fondamentales (de la masse, de la quantité de mouvement et de l’énergie) dans les assemblages et dans le cœur. Plus précisément, les modèles suivants sont couplés pour chaque assemblage représentatif d’une dérivation :

- un modèle 0D pour la conservation de la quantité de mouvement entre les bornes de l’assemblage, qui permet de calculer l’évolution temporelle du débit moyen dans l’assemblage en question (paragraphe 2.2.1) ;
- un modèle 2D (axial-radial) pour la conservation de l’énergie dans les différents matériaux de l’aiguille caractéristique de l’assemblage, pour le calcul des évolutions temporelles de leurs températures et de leur fusion (paragraphe 2.2.2) ;
- un modèle 1D (axial) pour l’écoulement de sodium dans l’assemblage pour le calcul de son échauffement et de sa vaporisation, incluant un modèle de mélange avec déséquilibres thermique et dynamique pour simuler l’écoulement diphasique (paragraphe 2.2.3).

Ces modèles sont aussi couplés à l’échelle du cœur au travers d’un modèle de cinétique neutronique 0D, qui permet de calculer l’évolution temporelle de la puissance. Le calcul de la réactivité nette du cœur dans ce modèle est, lui, effectué en multi-1D (*i.e.* la variation de la réactivité est évaluée dans toutes les mailles du cœur puis sommée). Ce couplage entre thermohydraulique et neutronique à l’échelle du cœur est décrit dans le paragraphe 2.3.

- La validation des modèles de thermohydraulique de MACARENa sur les essais à effets séparés (GR19) donne des résultats concluants, autant en régime statique (tracés de caractéristiques internes) qu’en régime transitoire (ébullition stabilisée ou excursions de débit). Le bon fonctionnement du couplage neutronique-thermohydraulique de MACARENa a aussi été vérifié sur un transitoire couplant effets thermohydrauliques et neutroniques calculé avec CATHARE2.

- Finalement, la capacité de l’outil MACARENa à simuler la phase d’initiation des différents types d’ULOF (transitoire menant à l’atteinte d’un état du cœur refroidissable en circulation naturelle monophasique ou diphasique, ou d’un état de cœur dégradé) est démontrée.



## Modélisation de la phase primaire

*Le chapitre 2 était consacré au développement des modèles de thermohydraulique pour la phase d'initiation de l'accident, à leur couplage avec un modèle de calcul de neutronique, et à leur validation. Le présent chapitre est, lui, dédié à la modélisation de la phase dite "primaire" de ce même accident. Cette phase, qui concerne la dégradation des assemblages jusqu'à la première fusion d'un TH, précède la phase de transition pendant laquelle les zones dégradées se propagent radialement dans le cœur.*

*Le premier paragraphe 3.1 de ce chapitre constitue une introduction au déroulement de cette phase primaire. Une synthèse des principaux événements et phénomènes physiques régissant son déroulement y est faite. La modélisation de cette phénoménologie dans l'outil MACARENa est ensuite abordée dans le paragraphe 3.2, qui inclut une définition précise des modèles physiques et des hypothèses qui leur sont associées. Le bon fonctionnement de l'outil est finalement vérifié par rapport à des résultats d'essais dans la partie 3.3.*

### Sommaire

<b>3.1</b>	<b>Éléments généraux sur le déroulement de la phase primaire . . . . .</b>	<b>91</b>
3.1.1	Fin de la phase d'initiation et début de la phase primaire . . . . .	92
3.1.2	Echauffement et fusion de l'acier de gaines . . . . .	92
3.1.3	Relocalisation de l'acier liquide . . . . .	93
3.1.4	Fusion et relocalisation du combustible . . . . .	96
3.1.5	Comportement de la plaque fertile médiane . . . . .	99
3.1.6	Fin de la phase primaire . . . . .	100
<b>3.2</b>	<b>Présentation des modèles de dégradation . . . . .</b>	<b>100</b>
3.2.1	Fusion et relocalisation de l'acier de gaines . . . . .	101
3.2.2	Bouchage de l'assemblage . . . . .	107
3.2.3	Fusion et relocalisation du combustible . . . . .	111
3.2.4	Échauffement des bains fondus . . . . .	112
3.2.5	Comportement de la plaque fertile médiane . . . . .	122
3.2.6	Evolution de la puissance neutronique . . . . .	124
3.2.7	Fin de la phase primaire . . . . .	125
<b>3.3</b>	<b>Validation des modèles de dégradation sur expériences . . . . .</b>	<b>126</b>
3.3.1	Présentation des données expérimentales . . . . .	126
3.3.2	Validation sur l'expérience SCARABEE-APL3 . . . . .	126
3.3.3	Validation sur l'expérience SCARABEE-BE+3 . . . . .	138

### 3.1 Éléments généraux sur le déroulement de la phase primaire

Ce paragraphe vise en premier lieu à présenter de manière générale le déroulement et la phénoménologie de la phase primaire telle qu'ils ont été observés lors d'expériences. La modélisation de cette phénoménologie et le détail des hypothèses qui leur sont associées font l'objet du paragraphe 3.2.

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

Les principaux phénomènes régissant cette partie du transitoire sont ici décrits par ordre d'apparition dans un assemblage donné, au cours d'une séquence accidentelle caractéristique de perte de débit primaire.

#### 3.1.1 Fin de la phase d'initiation et début de la phase primaire

Selon le débit et la puissance dans l'assemblage en fin de phase d'initiation<sup>1</sup> :

- la saturation du sodium peut ne jamais être atteinte pendant le transitoire, auquel cas, le cœur peut être refroidi par le sodium liquide en circulation naturelle dans le cœur ;
- la saturation du sodium peut être atteinte, menant à son ébullition dans certains assemblages.

Dans ce deuxième cas, l'ébullition du sodium se produit d'abord au sommet de la colonne fissile de l'assemblage où elle apparaît. Si, compte-tenu de la puissance à cet instant, l'ébullition ne peut pas être stabilisée, l'augmentation des pertes de charge liée à la progression de la zone diphasique dans le faisceau d'aiguilles entraîne une excursion de débit<sup>2</sup>. Ce phénomène se poursuit jusqu'à l'assèchement<sup>3</sup> des gaines au sommet de la colonne fissile, rapidement suivi de leur fusion.

**La phase dite "primaire" de l'accident débute au moment de la fusion des gaines dans le cœur.** Les phénomènes qui régissent le déroulement de cette phase primaire sont ici décrits selon l'observation qui en a été faite lors d'essais caractéristiques de la dégradation.

#### 3.1.2 Echauffement et fusion de l'acier de gaines

Pour un régime d'ébullition à bas titre, l'échange de chaleur entre la gaine et le sodium est amélioré par rapport à un régime d'écoulement monophasique liquide [31]. Dans ces conditions, le refroidissement de l'acier de gaines est donc assuré malgré l'ébullition du sodium. C'est pourquoi, aux cotes de l'assemblage concernées par ce régime d'ébullition à bas titre, les gaines restent à température constante (environ égale à la température de saturation du sodium). Ce phénomène, mis en évidence lors de nombreux essais hors-pile tels que les essais CEFUS [80, 81], est aussi visible dans la région 1 de la figure 3.1, qui présente l'évolution temporelle de la température des gaines<sup>4</sup> durant la perte de débit de l'expérience SCARABEE-APL3<sup>5</sup> [82].

Par contre, au-delà d'un certain titre, le coefficient d'échange entre la gaine et le sodium s'effondre suite à l'assèchement des gaines [31]. La diminution brusque de l'échange de chaleur entre le sodium et la gaine entraîne l'échauffement quasi-adiabatique – donc très rapide – de l'acier, observable à partir de  $t = 67 s$  sur la figure 3.1. A la cote axiale où se produit cet assèchement des gaines, le délai avant le début de fusion de l'acier (*i.e.* avant que la température des gaines atteigne la température de solidus<sup>6</sup> de l'acier) est alors très court. A titre d'exemple, il est de seulement 4 secondes sur la région 2 de cette même figure.

---

1. Le lecteur pourra se référer au chapitre 2 pour avoir plus de précisions sur la phénoménologie de cette phase d'initiation.

2. Notion définie dans le chapitre 2.

3. L'instant d'assèchement peut être défini comme le moment où le film liquide au contact de la paroi chauffante s'efface [31].

4. Résultats pour le thermocouple situé dans l'aiguille périphérique, à la cote axiale +210 mm (par rapport au plan fissile médian).

5. APL pour Arrêt de Pompe Lent. Essai de perte de débit réalisé dans le réacteur SCARABEE, caractérisé par un temps de demi-débit d'une vingtaine de secondes. Cet essai est décrit en détail dans le paragraphe 3.3.2.

6. Définition : pour un matériau affecté par un processus de fusion, le solidus d'un diagramme de phase sépare le domaine où le matériau n'existe, à l'équilibre, que sous forme solide, de celui où il coexiste sous forme solide et liquide.

### 3.1 Éléments généraux sur le déroulement de la phase primaire

Une fois que la température de l'acier a atteint sa température de solidus, le changement de phase solide-liquide de la gaine s'amorce (cf. région 3 sur la figure 3.1), marquant ainsi le début de la possible relocalisation d'acier liquide dans l'assemblage. La phénoménologie de cette relocalisation est décrite ci-après, puis synthétisée sur la figure 3.2.

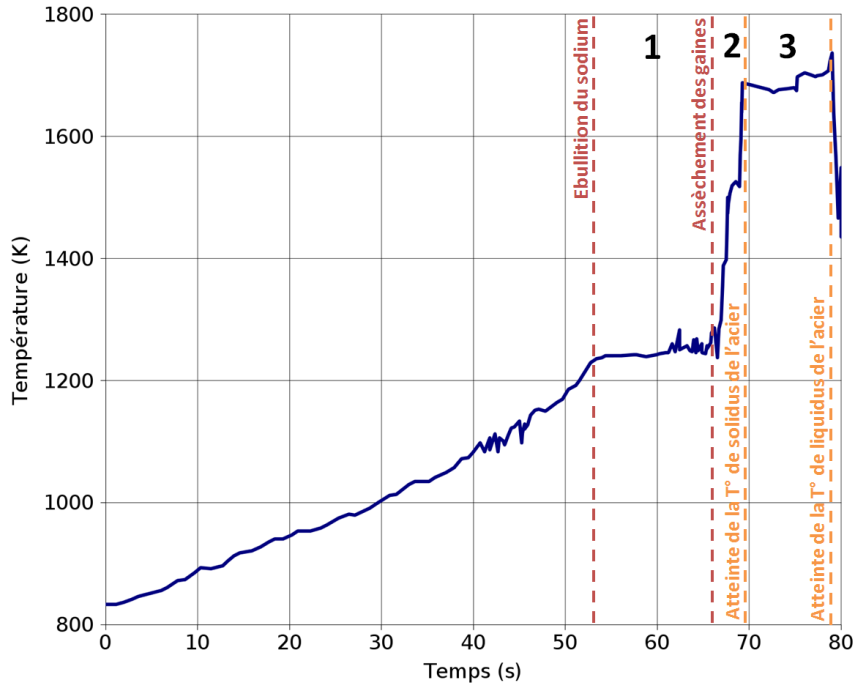


FIGURE 3.1 – Evolution de la température de l'acier de gaine au cours d'un transitoire caractéristique de perte de débit (essai de perte de débit SCARABEE-APL3, résultat pour le thermocouple situé dans une aiguille périphérique à la cote axiale +210mm par rapport au plan fissile médian [82])

#### 3.1.3 Relocalisation de l'acier liquide

Puisque le flux de chaleur échauffant l'acier provient du combustible, la fusion des gaines débute sur leur face interne, où la température est la plus élevée. Le front de liquidus<sup>7</sup> de l'acier se déplace ensuite radialement dans l'épaisseur de la gaine, jusqu'à atteindre sa face externe. Cette évolution explique les deux types de relocalisations possibles de l'acier liquide pendant le transitoire :

- **relocalisation dans l'espace pastille-gaine** tant que, à une cote axiale donnée, le front de liquidus de l'acier n'a pas atteint la face externe de la gaine. Comme démontré dans le paragraphe 3.2.1, cette relocalisation est négligeable pendant un transitoire de perte de débit ;
- **relocalisation dans le canal d'écoulement du sodium** une fois que, à cette cote, le front de liquidus de l'acier a atteint la face externe de la gaine<sup>8</sup>.

7. Définition : pour un matériau affecté par un processus de fusion, le liquidus d'un diagramme de phase sépare le domaine où le matériau n'existe, à l'équilibre, que sous forme liquide, de celui où il coexiste sous forme solide et liquide.

8. Une coulée d'acier liquide pourrait en principe se produire avant que la température de la surface externe de la gaine ait atteint la température de liquidus, mais les expériences montrent que ce n'est pas le cas [83].

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

Autrement dit, la relocalisation de l'acier liquide dans le canal d'écoulement du sodium à la cote  $z$  suppose, qu'à cette cote, toute l'épaisseur de gaine est à une température supérieure à la température de liquidus de l'acier. Comme précisé dans la référence [83], cette observation est confirmée par les résultats expérimentaux hors-pile (essais CEFUS [81] ou GR19-BP [71] par exemple), qui soulignent que la relocalisation dans le canal d'écoulement ne débute qu'après un délai nécessaire à l'atteinte de l'enthalpie de liquidus sur toute l'épaisseur de gaine.

Une fois la relocalisation dans le canal d'écoulement du sodium possible, le déplacement d'acier liquide résulte de la compétition entre :

- **l'entraînement de l'acier liquide** vers le haut de l'assemblage par un écoulement de vapeur de sodium ;
- **la coulée gravitaire de l'acier** liquide vers le bas de l'assemblage.

Au premier instant de relocalisation d'acier dans le canal d'écoulement, le débit massique de sodium en entrée d'assemblage est généralement faible, mais non nul. C'est par exemple le cas à la fin des excursions de débit observées dans la section d'essai GR19-I, pour lesquels le débit final dans la section d'essai était de  $0.02 \text{ kg/s}$  pour un faisceau composé de 19 aiguilles [84] (*cf.* figure A.4 dans l'annexe A), ou lors de l'essai SCARABEE-APL3, pour lequel le débit final oscille autour de  $0.07 \text{ kg/s}$  [82] pour un faisceau composé de 37 aiguilles.

Du fait de ce débit résiduel non nul en entrée d'assemblage et de la progression continue du front d'ébullition vers le bas du faisceau d'aiguilles, la vitesse de vapeur du sodium qui résulte de cette évolution du débit aux cotes où il est diphasique est donc importante. Cela a été observé lors de l'essai de perte de débit SCARABEE-APL3 [82], pour lequel la vitesse de vapeur du sodium à la fin de l'excursion de débit a été estimée à  $50 \text{ m/s}$  [83]. C'est donc, dans un premier temps, l'entraînement d'acier liquide par l'écoulement de sodium qui pilote la relocalisation de matières fondues. Leur coulée gravitaire ne deviendra prépondérante qu'après bouchage de l'assemblage par de l'acier solidifié et annulation du débit d'entrée.

#### Mouvement ascendant et formation d'un bouchon supérieur

Une fois entraîné vers le haut par l'écoulement de sodium vaporisé (étape 1 sur la figure synthétique 3.2), l'acier liquide peut se solidifier dans des zones plus froides de l'assemblage :

- dans la partie supérieure de la colonne fissile si l'acier n'y a pas encore atteint sa température de solidus ;
- au-dessus de la colonne fissile, dans la Couverture fertile Axiale Supérieure<sup>9</sup> (CAS) où les puissances linéiques dans le combustible sont plus faibles, ou contre les parois de gaine du Vase d'Expansion Supérieur (VES) par exemple (zones définies sur la figure 1.5) ;
- au-delà du faisceau d'aiguilles, dans la Protection Neutronique Supérieure (PNS, *cf.* figure 1.5) si l'acier liquide n'a pas pu se solidifier dans le faisceau d'aiguilles.

La formation d'un tel bouchon supérieur (étape 2 sur la figure synthétique 3.2) a été observée expérimentalement au bout de  $t = 69 \text{ s}$  dans la CAS lors de l'essai SCARABEE-APL3 [85]. Ce bouchon diminue la section de passage de l'écoulement de sodium bouillant et induit une perte de charge supplémentaire dans l'assemblage. Cette augmentation de la perte de charge interne  $\Delta P_{int}$  entraîne une diminution du débit d'entrée dans l'assemblage (*cf.* équation 2.9). Conséquemment, la vitesse de vapeur du sodium aux cotes où ce dernier est diphasique, qui jusque-là était importante, décroît. Avec la croissance du bouchon, cette vitesse devient trop faible au niveau de la colonne

---

9. Zone absente du design de cœur CFV, mais présente dans le design SPX et dans les essais GR19 par exemple.

fissile pour entraîner les matières fondues vers le haut de l'assemblage. A titre d'exemple, la croissance du bouchon supérieur a duré environ 6 s dans l'essai SCARABEE-APL3 avant que le débit de vapeur de sodium n'entraîne plus l'acier liquide vers le haut de l'assemblage [85].

Dès lors et comme observé dans toutes les expériences de dégradation (transitoires de pertes de débit comme de bouchages), la croissance du bouchon s'arrête avant qu'il soit devenu totalement étanche<sup>10</sup>. Un taux de bouchage final de l'assemblage compris entre 20 % et 50 % de la section de passage de l'écoulement semble être une valeur réaliste [83]. La hauteur du bouchon finalement formé est de l'ordre du centimètre et n'a, à puissance imposée, que peu d'influence sur l'évolution du débit dans l'assemblage [83]. En conditions réacteur, la relocalisation d'acier dans les structures supérieures a cependant un impact non négligeable sur le calcul de la réactivité globale du cœur à cause de l'effet réflecteur de l'acier. Cet effet a pu être mis en évidence dans la référence [24] *via* le calcul de la réactivité associée à plusieurs configurations de cœur dégradé.

Une fois ce bouchon supérieur formé, c'est la coulée gravitaire de l'acier liquide qui pilote la relocalisation des gaines dans l'assemblage, et non plus son entraînement par la vapeur de sodium (étape 3 sur la figure synthétique 3.2).

#### Mouvement descendant et formation d'un bouchon inférieur

En cas de mouvement descendant, l'acier liquide, qui coule vers le bas du faisceau d'aiguilles, arrive dans les zones inférieures de l'assemblage (*i.e.* la CAI et le VEI pour un assemblage homogène, zones définies sur la figure 1.5). Sa solidification au contact des gaines encore intactes, et dont la température est inférieure à la température de solidus de l'acier, conduit également à une obstruction de la section de passage du sodium et forme un bouchon inférieur (étape 4 sur la figure synthétique 3.2). C'est ce qui se produit à partir de 71 s de transitoire durant l'essai SCARABEE-APL3 [85].

La coulée des gaines fondues aux cotes supérieures entraîne l'accumulation d'acier liquide au-dessus de ce bouchon. Un premier bain fondu d'acier liquide entourant les aiguilles de combustible solide se forme alors dans l'assemblage (étape 5 sur la figure synthétique 3.2).

#### Synthèse de la phénoménologie de la relocalisation de l'acier liquide

La figure 3.2 clôt ce paragraphe dédié à la relocalisation de l'acier. Elle synthétise schématiquement les déplacements d'acier qui se produisent dans le canal d'écoulement du sodium lors d'un transitoire caractéristique de perte de débit, tel qu'observé dans l'essai SCARABEE-APL3 [82] par exemple. Sur cette figure, expliquée ci-après, les termes  $z$  et  $t$  réfèrent respectivement à la cote axiale et au temps.

- Après l'assèchement des gaines, l'acier s'échauffe quasi-adiabaticquement jusqu'à ce que sa température atteigne sa température de solidus. Pour un assemblage avec profil de puissance cosinusoidal, les fronts de solidus supérieur et inférieur progressent respectivement vers les extrémités haute et basse de l'assemblage.

- Une fois que l'enthalpie de l'acier a atteint l'enthalpie de liquidus sur toute l'épaisseur de gaine, l'acier liquide peut se déplacer dans le canal d'écoulement du sodium. Généralement, les vitesses de sodium vapeur sont à cet instant suffisamment élevées pour pouvoir entraîner cet acier

---

10. Avec le code mécaniste SIMMER-III par contre, le bouchon simulé lors de transitoires de dégradation occupe toute la section de passage [28, 86].



### 3 Modélisation de la phase primaire

liquide vers le haut de l'assemblage, au-dessus du front de fusion supérieur (étape 1 sur la figure 3.2).

- Une fois arrivé au contact de structures solides dont la température est inférieure à la température de solidus de l'acier (CAS, VES), l'acier liquide entraîné se solidifie et forme progressivement un bouchon supérieur (étape 2).

- La formation d'un bouchon supérieur entraîne une diminution du débit de sodium dans l'assemblage. La vitesse de vapeur de sodium devient trop faible pour entraîner vers le haut la gaine qui se relocalise alors vers le bas de l'assemblage. L'acier liquide coule donc sous l'effet de la gravité jusqu'en-dessous du front de solidus inférieur (étape 3).

- Lorsqu'il arrive au contact des structures froides inférieures (CAI, VEI), l'acier liquide se solidifie et forme un bouchon inférieur (étape 4). Les coulées gravitaires successives d'acier liquide forment ensuite progressivement un bain fondu au-dessus du bouchon inférieur (étape 5).

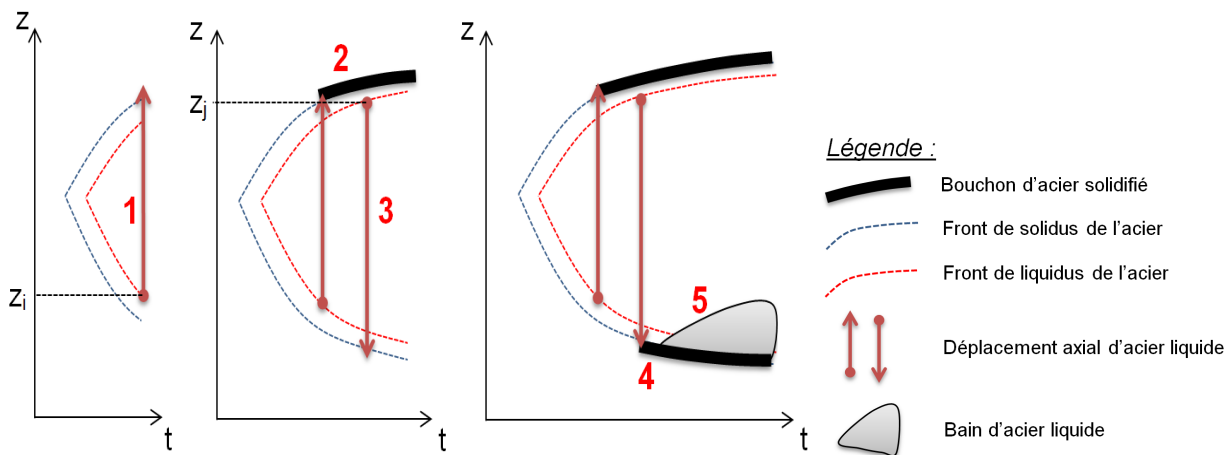


FIGURE 3.2 – Synthèse des déplacements d'acier fondu dans un assemblage lors d'un transitoire caractéristique de relocalisation de gaines

Les pastilles combustibles dégainées, situées entre le bain d'acier et le front supérieur de liquidus de l'acier (*cf.* figure 3.2) s'échauffent de manière quasiment adiabatique jusqu'à leur fusion. La relocalisation de combustible liquide dans l'assemblage est alors possible, conformément à la phénoménologie décrite dans le paragraphe 3.1.4.

#### 3.1.4 Fusion et relocalisation du combustible

Etant donné la distribution radiale de température dans les pastilles combustibles<sup>11</sup>, la fusion débute au centre de la pastille, c'est-à-dire à proximité immédiate du trou central pour les pastilles fissiles<sup>12</sup>. Comme cela est décrit dans le paragraphe 3.1.3 pour l'acier des gaines, deux types de relocalisation du combustible liquide peuvent ensuite se produire. La phénoménologie de ces relocalisations est détaillée ci-après, puis synthétisée sur la figure 3.3 qui s'inscrit dans la suite directe de la figure 3.2.

11. Profil parabolique, le maximum de température étant au centre de la pastille.

12. La puissance volumique déposée dans les pastilles fissiles est beaucoup plus importante que dans les pastilles fertiles. C'est donc la gaine associée à ces pastilles qui fondra en premier.

#### Relocalisation du combustible dans le trou central

Tant que le front de liquidus du combustible n'a pas atteint la surface externe de la pastille, un déplacement axial du combustible fondu dans le trou central<sup>13</sup> peut se produire sous deux formes selon le transitoire étudié :

- **Coulée gravitaire** du combustible fondu dans le trou central ;
- **Effet “Cachera”** : sous l'effet de la pression interne liée au relâchement de produits de fission<sup>14</sup>, le combustible fondu peut être expulsé dans le trou central jusqu'aux extrémités de la colonne fissile, induisant un effet en réactivité négatif [87].

La très faible probabilité d'occurrence de ces deux phénomènes lors d'un transitoire de perte de débit sera discutée dans le paragraphe 3.2.3 lors de l'élaboration des modèles physiques dédiés à la fusion et à la relocalisation du combustible.

#### Relocalisation du combustible dans le canal d'écoulement du sodium

Une fois que, à une cote axiale donnée, le combustible a entièrement fondu (*i.e.* lorsque l'enthalpie de liquidus du combustible a été atteinte sur toute la section radiale de la pastille), le combustible liquide se relocalise dans le canal d'écoulement du sodium. Lorsque cela se produit, à partir de  $t = 78$  s pour l'essai SCARABEE-APL3 par exemple [88], la situation est la suivante :

- **un bouchon d'acier solidifié est déjà formé** en haut de l'assemblage (à  $t = 69$  s pour SCARABEE-APL3) et a provoqué une diminution drastique du débit d'entrée. A ce stade du transitoire, la vitesse de vapeur de sodium n'est donc pas suffisamment élevée pour pouvoir entraîner vers le haut le combustible liquide qui coule gravitairement jusqu'en-dessous du front de fusion inférieur du combustible (étape 6 sur la figure 3.3). Là, il peut se solidifier au contact de pastilles dont la température de surface externe est en-dessous de la température de solidus du combustible ;
- **un bain d'acier liquide est déjà formé** en bas de l'assemblage (à partir de  $t = 69$  s pour SCARABEE-APL3). Du fait de l'inertie thermique de ce bain, l'échauffement des pastilles qui sont au contact de l'acier liquide est plus lent que l'échauffement des pastilles dégainées qui se situent au-dessus du bain. Le bain de combustible fondu se forme, non pas au niveau du bain d'acier, mais au-dessus. A ce stade de la dégradation et conformément aux observations expérimentales synthétisées dans [83], les deux bains fondus, composés respectivement d'acier et de combustible, sont donc bien séparés (étape 7 sur la figure 3.3).

#### Formation d'un bain fondu mélangé

Lorsque la température du bain d'acier atteint la température de fusion du combustible, le front de fusion du combustible pénètre dans le bain d'acier. En conséquence, le combustible fondu va pouvoir se relocaliser dans ce bain d'acier liquide inférieur. Un premier bain fondu mélangé (*i.e.* contenant à la fois du combustible liquide et de l'acier liquide) apparaît alors dans l'assemblage (étape 8 sur la figure 3.3).

---

13. Ce type de relocalisation ne peut se produire que si les pastilles combustibles présentent un trou central, ce qui n'est par exemple pas le cas des pastilles fertiles du cœur CFV-V3 [6].

14. La pression peut en effet atteindre 50 bar dans le trou central.

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

Le comportement thermohydraulique de ce type de bains dépend de la présence d'un taux de vide<sup>15</sup>, de la formation de croûtes solides aux parois, de la pressurisation de la cavité au-dessus du bain, d'effets de stratification ou de mélange, *etc.* Contrairement à ce qui a été observé dans les expériences de BTI<sup>16</sup> (série d'essais SCARABEE-BE<sup>17</sup> par exemple [89]), la saturation de l'acier ou du combustible n'a jamais été atteinte avant la fin de la phase primaire dans les expériences de perte de débit (comme SCARABEE-APL3 [82]), dont les cinétiques d'échauffement sont beaucoup plus longues. On considérera donc à ce stade du transitoire que c'est un bain non bouillant qui se forme dans l'assemblage. L'acier liquide (moins dense que le combustible liquide) monte donc progressivement en haut du bain bi-constituant pour former un bain supérieur distinct du bain "mêlé" (étapes 9 et 10 sur la figure 3.3).

#### Synthèse de la phénoménologie de la relocalisation du combustible liquide

La figure 3.3<sup>18</sup> clôt ce paragraphe dédié à la relocalisation du combustible et à la formation de bains fondus dans l'assemblage lors d'un transitoire caractéristique de dégradation, comme celui de l'essai SCARABEE-APL3 réalisé avec un combustible homogène. Cette figure, expliquée ci-après, s'inscrit dans la suite directe de la figure 3.2.

- Les pastilles combustibles, dégainées au-dessus du bain d'acier, s'échauffent adiabatiquement jusqu'à leur fusion. Une fois qu'à une cote donnée, l'enthalpie de liquidus du combustible est atteinte sur toute la section radiale de la pastille, on considèrera que le combustible liquide se relocalise dans le canal d'écoulement du sodium. Puisque l'assemblage est bouché par le bain d'acier en partie inférieure et que la vitesse de vapeur de sodium est très faible, il coule gravitairement et s'accumule en-dessous du front de solidus inférieur (étape 6).

- Au contact de pastilles dont la température en surface externe est inférieure à la température de fusion, le combustible liquide se solidifie. Au fur et à mesure des coulées successives, un premier bain de combustible séparé du bain d'acier apparaît au-dessus de ce bouchon dans l'assemblage (étape 7). Suivant la progression des fronts de solidus et liquidus vers le bas de l'assemblage (respectivement pour l'acier et le combustible), de nouveaux matériaux fondus sont progressivement incorporés dans les bains.

- Le front de fusion du combustible progresse vers le bas de l'assemblage, jusqu'au niveau du bain d'acier. L'acier liquide se mélange alors au combustible liquide pour former un bain mélangé (étape 8). Selon les conditions de température et de pression dans l'assemblage, cet acier peut se vaporiser au contact du combustible.

- S'il est non bouillant<sup>19</sup>, le bain mélangé se stratifie. L'acier liquide étant moins dense que le combustible liquide, il monte progressivement en haut du bain mélangé (étape 9).

- Suite à la décantation de l'acier, un bain d'acier liquide apparaît au-dessus du bain de combustible liquide (étape 10).

La phénoménologie de la phase primaire décrite jusque-là correspond à un cœur homogène axialement, c'est-à-dire ne comportant qu'une colonne fissile homogène par assemblage. Dans le cas particulier d'un cœur présentant une plaque fertile au milieu de deux zones fissiles (comme

---

15. Taux de vide essentiellement lié à la vaporisation de l'acier liquide au contact de combustible dont la température est plus élevée que la température de vaporisation de l'acier.

16. Bouchage Total Instantané.

17. BE pour Bouchage Externe. Essai réalisé dans le réacteur SCARABEE.

18. Le front de liquidus de l'acier n'est pas représenté sur cette figure pour une question de lisibilité.

19. Les bains bouillants ne sont pas modélisés dans MACARENa pour les raisons expliquées dans le paragraphe 3.2.4 (Section G).

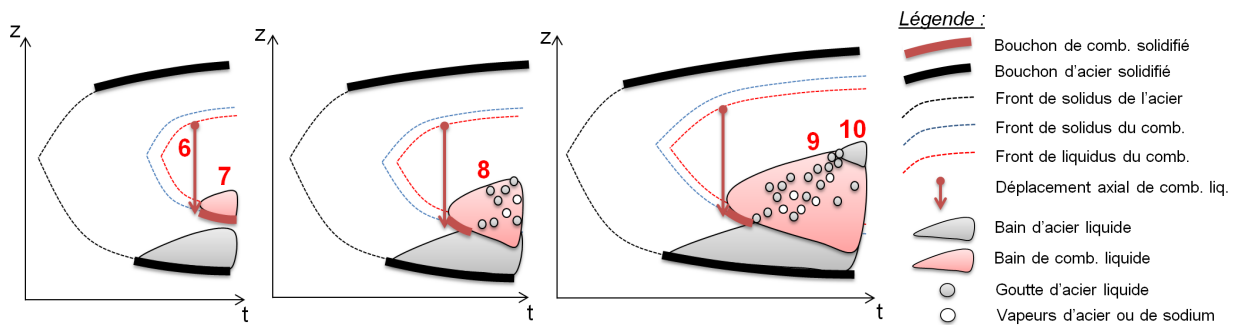


FIGURE 3.3 – Synthèse des déplacements de combustible liquide et de la formation de bains fondus caractéristiques de la relocalisation du combustible - Figure s'inscrivant dans la suite de la figure 3.2

c'est le cas du cœur CFV dans sa partie interne [6]), cette phénoménologie s'applique à la colonne fissile inférieure comme à la colonne fissile supérieure puisque ces deux zones présentent chacune un maximum local de puissance linéique (la puissance est plus importante au milieu des zones fissiles). En conséquence, pour un état de dégradation avancé, des bains fondus d'acier et de combustible apparaissent dans les deux zones fissiles, alors que la zone fertile conserve – dans un premier temps – son intégrité. Un tel transitoire conduit donc à la formation d'une cavité sous la plaque fertile, susceptible de conduire à son effondrement.

#### 3.1.5 Comportement de la plaque fertile médiane

Du fait de l'apparition d'une cavité sous la plaque fertile, le scénario peut évoluer de différentes façons :

- **effondrement de la plaque fertile** : puisque plus rien ne soutient la plaque médiane, elle pourrait s'effondrer dans le bain inférieur sous l'effet de la gravité ;
- **formation d'un socle en bas de la plaque fertile** : lors de la fusion des gaines de la zone fissile inférieure, de l'acier liquide peut être projeté ou entraîné vers le haut puis se solidifier en bas de la zone fertile froide, pour former un socle soudé au TH. L'existence d'un tel socle d'acier solidifié soudant les pastilles fertiles au TH a été mise en évidence lors des essais de BTI GR19-BP [90]. Il s'agissait alors des pastilles fertiles de la CAI, cf. figure 3.4. Un tel scénario appliqué aux pastilles de la plaque fertile médiane empêcherait provisoirement son effondrement dans le bain inférieur ;
- **formation d'un socle en haut de la plaque fertile** : lors de la fusion des gaines de la zone fissile supérieure, de l'acier liquide s'écoulant gravitairement peut pénétrer dans la plaque fertile sur plusieurs centimètres. En se solidifiant dans cette zone où la température des gaines est inférieure à la température de solidus de l'acier, il peut former un socle soudé au TH du même type que celui qui a été observé lors de l'essai GR19-BP [90]. Les pastilles fertiles situées en-dessous de ce socle, qui ne sont donc pas soutenues, pourraient alors s'effondrer dans le bain inférieur, tandis que celles qui sont soudées au TH en partie supérieure de la plaque fertile resteraient – dans un premier temps – en place.

NB : la probabilité d'occurrence de ces différentes branches du scénario sera discutée dans le paragraphe 3.2.5 sur la base d'études existantes concernant la tenue mécanique des structures solides situées au-dessus d'un cœur fondu.

### 3 Modélisation de la phase primaire

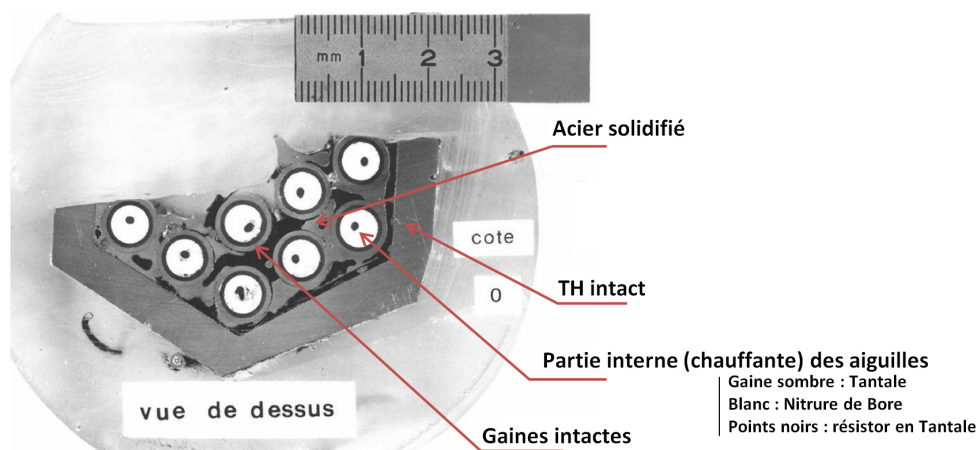


FIGURE 3.4 – *Macrophotographie d'une coupe radiale de demi-section d'essai issue de l'expérience GR19-BP [90]*

#### 3.1.6 Fin de la phase primaire

La phase primaire est essentiellement caractérisée par le déplacement de matières fondues (acier et combustible) dans l'assemblage. A ce stade de l'accident, ces matières fondues ne peuvent pas se déplacer radialement entre assemblages, car elles sont encore confinées par les TH qui sont encore intègres. Au contact des bains fondus, ces TH s'échauffent, puis ils peuvent perdre leur intégrité :

- par rupture mécanique (en cas de surpression dans l'assemblage ou de flambage sous le poids des structures supérieures) suivant les propriétés thermomécaniques de l'acier (au bout d'environ 72 s pour l'essai de perte de débit SCARABEE-APL3 [82]) ;
- et/ou par fusion ou érosion thermique (au bout d'environ 74 s pour ce même essai [82]).

**La perte d'intégrité du premier TH, qui marque le début de la propagation radiale des matières fondues dans le cœur au-delà d'un assemblage, correspond au début de la phase dite "de transition" et marque la fin de la phase primaire [91].**

Les phénomènes qui régissent le déroulement de la phase primaire sont donc principalement la fusion et la relocalisation d'acier et de combustible dans les assemblages, ainsi que leurs conséquences en termes de bouchages et d'effets en réactivité. En conditions réacteur, selon les quantités de matières fondues déplacées et leurs positions finales dans chaque assemblage, ces phénomènes de relocalisation ont, en effet, un impact non négligeable sur la réactivité globale du cœur [24] (donc sur l'évolution temporelle de la puissance totale) qu'il sera nécessaire de décrire.

Les modèles physiques qui traitent de la phénoménologie de cette phase primaire dans MACARENa sont décrits dans le paragraphe 3.2.

## 3.2 Présentation des modèles de dégradation

Le présent paragraphe vise non seulement à présenter les modèles utilisés dans MACARENa pour décrire la phase primaire de l'accident (dont les principaux phénomènes physiques ont été identifiés dans le paragraphe 3.1), mais aussi à spécifier les hypothèses qui leur sont associées. Ces

modèles sont présentés dans l'ordre d'apparition du phénomène qu'ils décrivent au cours d'une séquence caractéristique de perte de débit dans un assemblage donné :

- fusion puis relocalisation de l'acier (3.2.1)
- bouchage de l'assemblage par l'acier solidifié (3.2.2) ;
- fusion puis relocalisation du combustible (3.2.3) ;
- formation puis échauffement des bains fondus (3.2.4).

La modélisation du comportement particulier de la plaque fertile médiane est ensuite traitée dans le paragraphe 3.2.5.

### 3.2.1 Fusion et relocalisation de l'acier de gaines

#### Début de la fusion des gaines

Le changement d'état de l'acier se produit lorsque sa température se situe entre sa température de solidus et sa température de liquidus, qui sont respectivement de  $1593\text{ K}$  et  $1703\text{ K}$ <sup>20</sup> [92]. Dans le cadre de la réalisation de l'outil simplifié MACARENa, et comme c'est déjà le cas pour d'autres outils simplifiés [93], ce changement de phase est considéré se dérouler à la température constante de  $1648\text{ K}$  (moyenne entre la température de solidus et de liquidus). L'acier de gaine commence à fondre dans une maille dès que sa température moyenne atteint cette température de fusion.

#### Calcul de la fraction d'acier fondu lors de la fusion des gaines

Lors du changement de phase solide-liquide de l'acier dans une maille de cote axiale  $z_i$ , l'évolution temporelle de la fraction massique de gaine fondue  $x_g(z_i, t)$  est calculée à partir d'un bilan d'énergie dans le volume de contrôle occupé par l'acier dans cette maille. Ce bilan s'écrit<sup>21</sup>.

en notant  $\rho_g$ ,  $V_g$  et  $H_g$  respectivement la densité moyenne (en  $kg/m^3$ ), le volume (en  $m^3$ ) et l'enthalpie massique moyenne (en  $J/kg$ ) de la gaine :

$$\rho_g(z_i, t)V_g(z_i, t)\frac{dH_g(z_i, t)}{dt} = \left( \frac{T_c(z_i, t) - T_{fusg}}{R_{rad\ cg}(z_i, t)} \right) \quad (3.1)$$

Les termes  $T_c$  et  $T_{fusg}$  réfèrent à la température du combustible et à la température de fusion de la gaine (en K), et  $R_{rad\ cg}$  représente la résistance thermique équivalente entre le combustible et la gaine (en  $K/W$ ), définie en équation 2.24.

L'enthalpie de l'acier s'écrit par ailleurs en fonction de la fraction volumique d'acier fondu dans la gaine  $x_g$ , de son enthalpie de solidus  $H_{sol\ g}$  (en  $J/kg$ ) et de sa chaleur latente de fusion  $L_{fusg}$  (en  $J/kg$ ). En considérant les enthalpies de liquidus et solidus indépendantes de la pression locale<sup>20</sup> :

$$H_g(z_i, t) = H_{sol\ g} + x_g(z_i, t)L_{fusg} \quad (3.2)$$

20. Données pour l'acier de gaine AIM1 (utilisé dans les gaines d'assemblages) à pression atmosphérique. Les bouchages observés expérimentalement n'étant jamais étanches en transitoires de perte de débit [83], la pression varie peu dans l'assemblage. Les évolutions des températures et enthalpies de solidus et liquidus avec la pression sont donc négligées dans le cadre de l'approche simplifiée suivie dans MACARENa.

21. A condition de négliger la conduction/convection axiale avec les mailles  $i - 1$  et  $i + 1$  (temps caractéristiques de conduction évalué par  $t_{cond} \cong F_0 \frac{L^2}{D_{therm\ k}}$ , avec  $L$  la distance caractéristique du domaine occupé par le matériau  $k$  en  $m$ ,  $F_0$  le nombre adimensionnel de Fourier caractéristique du milieu [94] et  $D_{therm\ k}$  la diffusivité thermique du matériau  $k$  en  $m^2/s$ , à  $\cong 10^5\text{ s}$  pour la conduction axiale dans les différents matériaux et à  $\cong 1\text{ s}$  pour la conduction radiale) et de considérer l'échauffement des aiguilles adiabatique après l'assèchement des gaines (hypothèse validée comme souligné dans la référence [31]).

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

L'évolution temporelle de la fraction de gaine fondue dans la maille  $i$   $x_g(z_i, t)$  peut donc être déduite de l'équation 3.1 comme suit :

$$\rho_g(z_i, t)V_g(z_i, t)L_{fusg}\frac{dx_g(z_i, t)}{dt} = \left( \frac{T_c(z_i, t) - T_{fusg}}{R_{rad\ cg}(z_i, t)} \right) \quad (3.3)$$

Comme précisé dans le paragraphe 3.1.3, cette fraction d'acier liquide de la maille  $i$  se relocalise :

- dans le jeu pastille-gaine tant que l'enthalpie moyenne de la gaine d'acier  $H_g(z_i, t)$  n'a pas atteint son enthalpie de liquidus sur toute la section radiale de la gaine (*i.e.* tant que  $x_g(z_i, t) < 1$ );
- dans le canal d'écoulement du sodium une fois que c'est le cas (*i.e.* dès que  $x_g(z_i, t) = 1$ ).

La modélisation de ces deux types de relocalisation dans MACARENa est décrite ci-après.

#### Relocalisation dans le jeu pastille-gaine

Il a été montré qu'au début de la fusion de l'acier, le mouillage du combustible solide par l'acier liquide est faible [95]. Autrement dit, l'acier liquide qui se relocalise dans l'espace pastille-gaine, dont la température est proche de sa température de fusion, tend à se fractionner en gouttelettes [83].

La quantité d'acier liquide relocalisé dans le jeu pastille-gaine dépend du rapport entre les forces capillaires et les forces gravitaires s'exerçant sur ces gouttes. Le nombre de Bond est généralement utilisé pour traiter ces problèmes de capillarité ; il est défini comme le rapport entre les forces gravitationnelles et les forces de tensions superficielles à l'interface liquide-vapeur de la goutte :

$$Bo = \frac{\Delta\rho g L^2}{\sigma} \quad (3.4)$$

avec :

- $\Delta\rho$  la différence de densité (en  $kg/m^3$ ) entre la phase liquide (en l'occurrence l'acier) et la phase vapeur (en l'occurrence le sodium) ;
- $L$  la dimension caractéristique (en  $m$ ) ;
- $\sigma$  la tension de surface à l'interface liquide-vapeur (en  $J/m^2$ ).

Le calcul de ce nombre de Bond pour un écoulement d'acier liquide dans le jeu pastille-gaine (espace de largeur  $0.1\ mm$ , avec  $\sigma = 1.10\ J/m^2$  [95]) donne :

$$Bo \sim 10^{-4} \quad (3.5)$$

Les forces capillaires prédominent donc largement dans cet espace. Une coulée gravitaire dans l'espace pastille-gaine n'est donc pas possible à la température de fusion de l'acier. **La relocalisation dans l'espace pastille-gaine n'est donc pas modélisée dans MACARENa.**

#### Relocalisation dans le sous-canal

Dès que tout l'acier d'une maille  $i$  a fondu (*i.e.* dès que  $x_g(z_i, t) = 1$ ), le liquide se relocalise dans le canal d'écoulement du sodium. Dès lors, l'acier liquide est soumis aux forces d'entraînement liées à l'écoulement de vapeur de sodium. Si cette force d'entraînement est suffisamment importante, l'acier liquide peut être entraîné vers le haut. Sinon, il coule gravitairement vers le bas de l'assemblage.

### A : Critère d'entraînement de l'acier liquide par le débit de vapeur de sodium

La vitesse minimale de l'écoulement de vapeur de sodium dans la maille  $i$  pour permettre l'entraînement de l'acier liquide vers le haut, notée  $v_{critique}$  est calculée *via* l'équation 3.6, qui est issue d'une corrélation CCFL (Counter Current Flooding Limit) utilisant des coefficients définis par Wallis [42, 96].

$$v_{critique}(z_i, t) = \left( \frac{g D_h(z_i) \Delta \rho(z_i, t)}{\rho_{Na v}(z_i, t)} \right)^{1/2} \quad (3.6)$$

avec  $D_h$  le diamètre hydraulique dans le canal (en  $m$ ),  $\rho_{Na v}$  la densité du sodium vapeur (en  $kg/m^3$ ) et  $\Delta \rho$  la différence de densité entre l'acier liquide et le sodium vapeur (en  $kg/m^3$ ). Cette relation, dans laquelle la vitesse du liquide est considérée négligeable devant celle de la vapeur <sup>22</sup>, a fait l'objet d'un travail de recalage expérimental sur les résultats d'essais PELUR en géométrie réacteur [97]. Elle a par ailleurs été qualifiée lors de l'interprétation des essais hors-pile de fusion des gaines CEFUS [83].

**NB :** L'application de la théorie du flooding à l'entraînement de l'acier par un écoulement de vapeur de sodium est discutée dans l'encadré situé en page 104. Les corrélations définissant un seuil de vitesse limite pour l'entraînement de liquide doivent toutefois être utilisées avec précaution. Elles ont, en effet, été établies expérimentalement sur des géométries, diamètres hydrauliques et fluides variés et rarement représentatifs du cas réacteur. L'incertitude liée au calcul de cette vitesse critique d'entraînement  $v_{critique}$  sera donc prise en compte lors de l'étude statistique (*cf.* chapitre 4).

Ainsi, au moment où l'on atteint l'enthalpie de liquidus de l'acier de gaine dans une maille  $i$ , dans le canal d'écoulement du sodium, avec  $v_{Na v}(z_i, t)$  la vitesse de l'écoulement de vapeur de sodium dans cette même maille :

- si  $v_{Na v}(z_i, t) \geq v_{critique}(z_i, t)$  : l'acier liquide de la maille  $i$ , entraîné par l'écoulement de la vapeur, est relocalisé vers le haut de l'assemblage ;
- si  $v_{Na v}(z_i, t) < v_{critique}(z_i, t)$  : l'acier liquide de la maille  $i$ , qui coule gravitairement, est relocalisé vers le bas de l'assemblage.

Comme expliqué et justifié dans la suite, la gaine est relocalisée de manière instantanée jusqu'au front de solidus.

### B : Approches de modélisation de la relocalisation d'acier liquide

Historiquement, le mouvement de l'acier liquide dans l'assemblage a d'abord été modélisé sous la forme d'un film liquide s'écoulant contre la gaine solide <sup>23</sup>. C'est par exemple le cas dans les logiciels suivants :

- **MOWGLI** [99, 100], issu du modèle intégral présenté dans la référence [101]. Ce logiciel ne prend pas en compte les transferts d'énergie entre les milieux solide et liquide. Cette absence de transferts thermiques s'est avérée peu réaliste lors de l'interprétation des essais CEFUS [80, 81] et CABRI-B1 [102], car elle ne permet pas de calculer la resolidification de l'acier liquide dans la zone chauffante, qui s'est pourtant produite lors des essais [83] ;
- **ALFA** <sup>24</sup>, aussi décrit dans [100], et qui contrairement à MOWGLI, prend en compte les transferts d'énergie entre solide et liquide. Le bilan de l'utilisation de ce code pour

<sup>22</sup>. Hypothèse valable au vu des résultats expérimentaux SCARABEE-APL. Comme expliqué dans le paragraphe 'C : Relocalisation instantanée de l'acier liquide', le glissement des vitesses entre la phase liquide et la phase vapeur dans cet essai était de l'ordre de 200 lors de l'entraînement de l'acier vers le haut de l'assemblage.

<sup>23</sup>. C'est-à-dire considérant implicitement un mouillage parfait entre l'acier liquide et le combustible solide.

<sup>24</sup>. ALFA pour Accident Lof (Loss of flow) Fusion Aiguille.



Complément sur l'application de la théorie du "flooding" à l'entraînement d'acier liquide par de la vapeur de sodium

Les recherches expérimentales dédiées au phénomène de "flooding", c'est-à-dire à l'entraînement d'un film de liquide par un gaz à contre-courant, montrent que pour de faibles vitesses de gaz, l'écoulement annulaire du liquide contre les parois solides reste laminaire et sans vagues. Les forces de frottement interfaciales (*i.e.* forces s'exerçant entre la phase liquide et la phase gaz) ne suffisent pas, dans ces conditions, à entraîner le liquide vers le haut. Pour des vitesses de gaz élevées par contre, la formation de vagues à la surface du film liquide augmente le transfert de quantité de mouvement entre les deux phases, et finit par entraîner un mouvement globalement ascendant du liquide.

La distinction entre ces deux régimes d'écoulement est illustrée schématiquement en figure 3.5. Plusieurs corrélations ont été établies expérimentalement pour déterminer le seuil de vitesse minimale du gaz pour qu'il entraîne le liquide, comme celle de Wallis [96] ou celle de Kutateladze [98].

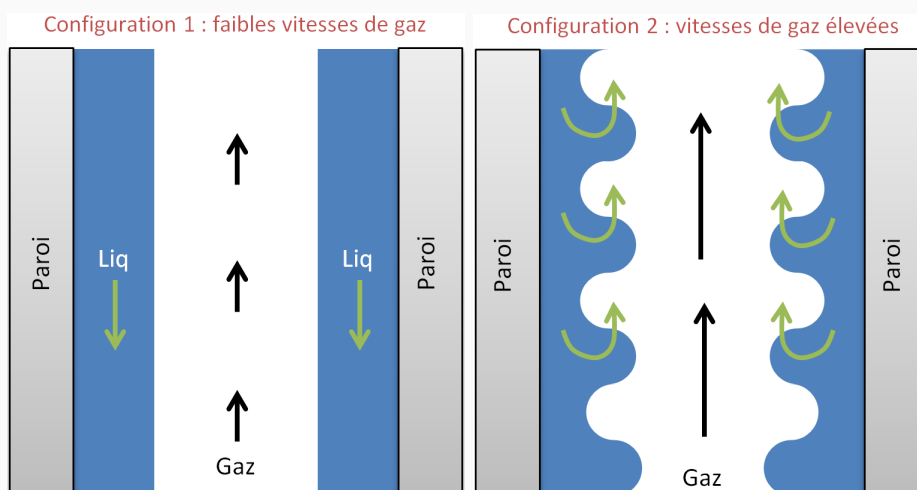


FIGURE 3.5 – Représentation schématique de l'entraînement du liquide ou de sa coulée gravitaire selon la vitesse du gaz

L'écoulement de l'acier liquide se fait, non pas sous forme de film comme illustré sur la figure 3.5, mais sous forme de gouttelettes. Les études menées par le passé montrent cependant que l'application des résultats des études de "flooding" à un écoulement d'acier liquide (formant des gouttelettes contre les parois, l'interface est donc préalablement déstabilisée) entraîné par la vapeur de sodium donne de bons résultats vis-à-vis des essais de dégradation (CEFUS et PELUR notamment [83]).

l'interprétation des essais CEFUS [80,81] et CABRI-B1 [102] a montré l'intérêt de prendre en compte ces transferts thermiques pour prédire correctement la durée du mouvement des gaines, ainsi que la localisation d'amas d'acier solide dans le canal d'écoulement [83, 103].

Comme confirmé par les essais CEFUS [80,81], la mauvaise qualité du mouillage de l'acier liquide (dont la température est proche de la température de fusion) sur le combustible ou sur l'acier solide tend à fractionner le film d'acier en gouttelettes, contrairement à la configuration d'écoulement en film qui est considérée dans ces outils MOWGLI et ALFA. Une seconde approche simplifiée et indépendante de la configuration de l'écoulement de l'acier liquide a donc été proposée dans l'outil **MADONA** [104]. Dans cet outil, la modélisation de la relocalisation des gaines fondues considère l'hypothèse que ce processus est gouverné par la thermique des aiguilles plus que par la dynamique de l'acier liquide dans le canal d'écoulement. Cette approche, basée sur les observations expérimentales analysées dans [105], s'est révélée fournir de bons résultats vis-à-vis de l'interprétation des essais de fusion des gaines CEFUS TR3 [81].

C'est donc cette approche de modélisation pour laquelle **la relocalisation de l'acier liquide est régie par la thermique de l'aiguille indépendamment de la configuration de l'écoulement**, qui est adoptée dans MACARENa. Les hypothèses considérées dans cette modélisation, de relocalisation instantanée et de relocalisation jusqu'au front de solidus, sont respectivement justifiées dans les paragraphes C et D.

### C : Relocalisation instantanée de l'acier liquide

Les gouttelettes d'acier liquide qui sont relocalisées dans le canal d'écoulement arrivent dans une zone froide de l'assemblage (*cf.* paragraphe 3.1.3), c'est-à-dire une zone où la température de gaine est inférieure à la température de solidus de l'acier. Au contact de ces gaines froides, l'acier liquide se solidifie. Lorsque le front de solidus progresse jusque dans cette zone froide, ces gouttelettes solidifiées fondent, puis se relocalisent au-delà du nouveau front de solidus, *etc.* Cette succession de cycles de fusion/solidification est illustrée en figure 3.6.

Comme démontré ci-après, ces déplacements axiaux d'acier liquide (ascendants comme descendants) sont très rapides.

- Cas des coulées gravitaires :

Le nombre adimensionnel de Jeffrey (équation 3.7) exprime le rapport entre les forces gravitaires et les forces visqueuses pour un liquide qui se déplace à une vitesse  $v$ <sup>25</sup> :

$$Je = \frac{g\rho L^2}{\nu v} \quad (3.7)$$

avec  $\rho$  la densité du liquide ( $kg/m^3$ ),  $L$  la dimension caractéristique du canal ( $m$ ),  $\mu$  la viscosité dynamique ( $kg/(m.s)$ ) et  $v$  la vitesse de l'écoulement ( $m/s$ ). L'application numérique pour un écoulement d'acier liquide dans un canal de diamètre hydraulique  $3\text{ mm}$ , montre qu'en-deçà de  $v \sim 25\text{ m/s}$ , le nombre de Jeffrey est supérieur à 10 : les forces visqueuses sont alors négligeables devant les forces gravitaires. Dans ces conditions, la vitesse de chute libre des gouttes d'acier peut être approximée par  $v = \sqrt{2gh} \sim 1.5\text{ m/s}$ . Les zones fissiles ne mesurant que 20 à 30  $cm$ , le temps de relocalisation est de l'ordre de 0.2  $s$ , c'est-à-dire que la relocalisation se fait quasi-instantanément.

- Cas de l'entraînement par de la vapeur de sodium :

Lorsque l'acier liquide de vitesse  $v_l$  est entraîné par l'écoulement de vapeur de sodium de vitesse

---

<sup>25</sup>. Les forces visqueuses sont considérées négligeables devant les forces gravitaires si  $Je > 10$ .

### 3 Modélisation de la phase primaire

$v_v$ , la référence [98] montre que les vitesses des deux phases sont liées par une corrélation de flooding :

$$\sqrt{C_v v_v} + A\sqrt{C_l v_l} = B \quad (3.8)$$

Plusieurs approches ont été proposées pour déterminer la valeur des coefficients  $C_v$ ,  $C_l$ ,  $A$  et  $B$ , parmi lesquelles celle de Wallis [83, 96] (déjà utilisée pour définir  $v_{critique}$ , cf. équation 3.6) , qui propose :

- $A = 1$  ;
- $B = 1$  ;
- $C_k = \left(\frac{\rho_k}{gD_h\Delta\rho}\right)^{0.5}$ , avec  $\rho_k$  la densité de la phase  $k$ ,  $\Delta\rho$  la différence de densité entre les deux phases et  $D_h$  le diamètre hydraulique dans le sous-canal ( $m$ ).

Considérant cette approche, pour la vitesse de la phase vapeur observée expérimentalement (supérieure à  $50 m/s$ ), la vitesse de l'acier liquide entraîné peut être estimée à  $\sim 20 cm/s$ .

Dans les deux cas (coulée ou entraînement), la vitesse de déplacement de l'acier des gaines fondues dans le canal d'écoulement du sodium est supérieure à la vitesse de déplacement du front de solidus, qui est à titre d'exemple de l'ordre de  $5 cm/s$  pour l'essai SCARABEE-APL3 [82] (cf. paragraphe 3.3.2).

Comme cela était déjà considéré dans l'outil MADONA [104] et validé sur l'essai CEFUS TR3 [81], **le déplacement de l'acier liquide vers le haut ou vers le bas du canal d'écoulement sera donc considéré comme instantané dans MACARENa**. Cette relocalisation instantanée explique, à l'échelle d'une aiguille du moins, la progression axiale "en escalier" du front de relocalisation (déjà observée expérimentalement et analysée dans [105]), à la différence des fronts de solidus et de liquidus, qui progressent de manière continue.

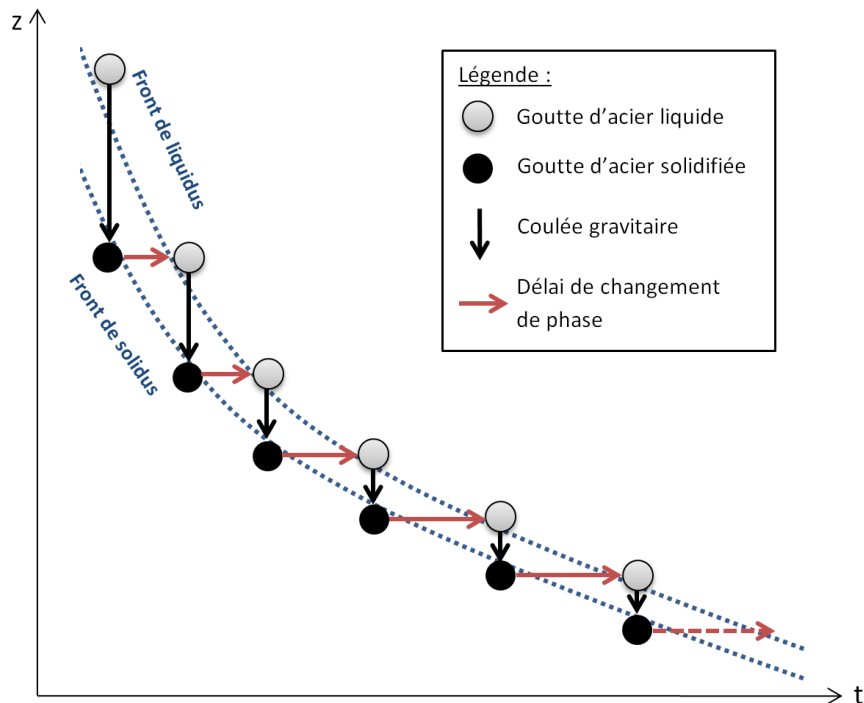


FIGURE 3.6 – Evolution schématique d'une relocalisation des gaines "en escalier" (représentatif à l'échelle d'une aiguille)

### *D : Relocalisation au front de solidus*

Si l'on raisonne à l'échelle d'un faisceau d'aiguilles, l'effet "escalier" de la relocalisation axiale de l'acier liquide illustré sur la figure 3.6 tend à s'amenuiser. En effet, les déplacements d'acier dans les nombreux sous-canaux parallèles<sup>26</sup> ne s'effectuent pas simultanément. Comme cela a été observé expérimentalement (dans les expériences SCARABEE-APL [106] et GR19-BP [107] par exemple) et modélisé dans MADONA (validé sur l'essai CEFUS TR3 [81]), la progression axiale du front de relocalisation peut être considérée comme continue et assimilable au front de solidus à l'échelle de l'assemblage. En d'autres termes, **le front de solidus constitue, en moyenne à l'échelle de l'assemblage, une bonne approximation pour la localisation du front de relocalisation de l'acier liquide.**

### Synthèse de la modélisation de la relocalisation de l'acier liquide

Le modèle de relocalisation de l'acier liquide dans MACARENa suppose que ce phénomène est principalement régi par la thermique des aiguilles, indépendamment de la configuration d'écoulement. Les déplacements de l'acier liquide se font de manière instantanée jusqu'au front de solidus inférieur ou supérieur (selon la vitesse de l'écoulement de vapeur de sodium et la vitesse critique d'entraînement définie par un critère CCFL utilisant les coefficients de Wallis).

Le schéma 3.7 illustre l'application de ce modèle de relocalisation au cours d'un début de transitoire de dégradation, c'est-à-dire avant que le bouchon d'acier solidifié n'empêche l'entraînement d'acier liquide vers le haut de l'assemblage (la modélisation de ce bouchon dans MACARENa est décrite dans le paragraphe 3.2.2). Ce schéma 3.7 met par ailleurs en évidence les deux types de déplacements d'acier liquide dans le canal d'écoulement :

- la relocalisation de l'acier liquide de la maille  $i$  dans le canal dès que  $x_g(z_i, t) = 1$  (flèches noires) ;
- le déplacement de l'acier liquide qui s'est déjà relocalisé, et qui suit la progression du front de solidus (flèche rouge).

**NB :** Sur cette figure, l'accumulation d'acier liquide sous le bouchon est possible car à cet instant du transitoire, le bouchon n'est pas encore suffisamment important pour que cet acier coule gravitairement : il est entraîné contre le bouchon supérieur qui est en train de se former. Une fois que le bouchon est suffisamment important, cet acier liquide accumulé en haut de la colonne fissile coule vers le bas de l'assemblage.

### 3.2.2 Bouchage de l'assemblage

Comme expliqué dans le paragraphe 3.1.3, la relocalisation de l'acier liquide dans le canal d'écoulement du sodium mène à la formation de bouchons dans l'assemblage. Dans un premier temps, c'est l'accumulation d'acier liquide dans la partie supérieure de l'assemblage, visible sur la figure 3.7 au-dessus du front de solidus, qui obstrue en partie la section de passage de l'écoulement de sodium. L'acier peut en effet se solidifier à cet endroit si le front de solidus ne progresse pas rapidement.

---

26. Le faisceau d'aiguilles d'un assemblage du cœur CFV est par exemple constitué de 217 aiguilles [6].

### 3 Modélisation de la phase primaire

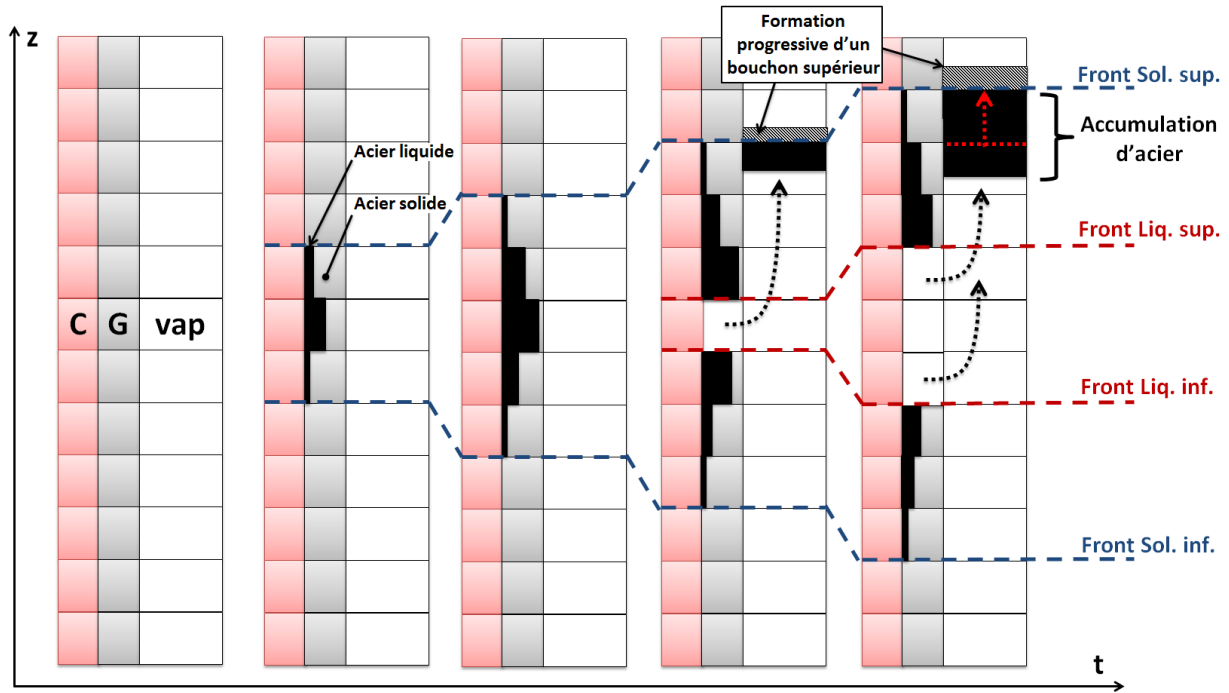


FIGURE 3.7 – Schématisation de la relocalisation d'acier liquide dans MACARENa pour un début de transitoire de relocalisation de gaines, c'est-à-dire avant que le bouchon supérieur ne soit suffisamment important pour empêcher l'entraînement d'acier liquide vers le haut de l'assemblage

#### Calcul de la perte de charge engendrée par le bouchon supérieur

Pour quantifier l'impact de l'accumulation d'acier liquide dans le canal d'écoulement sur l'évolution du débit, il est nécessaire de connaître la perte de charge  $\Delta P_B$  qu'il engendre dans l'assemblage. En posant  $z_B$  la cote axiale inférieure de l'accumulation d'acier liquide, cette perte de charge peut s'exprimer comme suit :

$$\Delta P_B(t) = K_B(t) \rho_{Na}(z_B, t) \frac{v_{Na}(z_B - 1, t)^2}{2} \quad (3.9)$$

Dans cette expression, le terme  $K_B$  représente le coefficient de perte de charge singulière lié au bouchon, et la vitesse considérée  $v_{Na}(z_B - 1, t)$  est bien celle qui précède l'obstacle [35].

Pour déterminer le coefficient  $K_B$ , le bouchon est considéré comme **une couche poreuse cohérente**, composée de gouttes d'acier en cours de solidification contre des parois de gaines froides. Cette approche s'est en effet révélée fournir de bons résultats lors de l'interprétation des essais de bouchage SCARLET-II [108]. Dans son Memento de pertes de charge, Idel'cik propose une relation pour le calcul du coefficient de singularité lié à une telle couche poreuse [35] :

$$K_B = \frac{1,53}{\epsilon_B^{4,2}} \left( \frac{30}{Re} + \frac{3}{Re^{0,7}} + 0,3 \right) \frac{l_B}{d_g} \quad (3.10)$$

Avec :

- le nombre adimensionnel de Reynolds calculé comme suit :  $Re = \frac{0,45}{(1-\epsilon_B)\sqrt{\epsilon_B}} \frac{v_{Na} d_g}{\nu_{Na}}$  ;
- $l_B$  la longueur axiale du bouchon (en  $m$ ) ;
- $d_g$  le diamètre des grains qui composent le bouchon poreux (en  $m$ ) ;

- $\epsilon_B$  la porosité du bouchon ;
- $v_{Na}$  la vitesse du sodium précédant l'obstacle (intervient dans le calcul de  $Re$ ) (en  $m/s$ ) ;
- $\nu_{Na}$  la viscosité cinématique du sodium (en  $m^2/s$ , intervient dans le calcul de  $Re$ ).

Le paramètre  $l_B$ , dont l'ordre de grandeur observé lors de l'essai SCARABEE-APL3 était par exemple d'une dizaine de  $cm$  [85], peut avoir une influence sur la réactivité globale du cœur à cause de l'effet neutronique réflecteur de l'acier [24, 58]. Il sera donc traité comme un paramètre incertain lors de l'étude statistique présentée dans le chapitre 4.

Le paramètre  $d_g$  est fixé à la valeur du diamètre hydraulique du canal d'écoulement ( $3\text{ mm}$ ), car comme cela a été observé expérimentalement dans les essais SCARABEE par exemple [109], l'écoulement de l'acier liquide se fait "en chandelles", *i.e.* sous forme de gouttes s'écoulant au contact de plusieurs aiguilles à la fois et occupant localement toute la section de passage du sous-canal entre trois aiguilles.

Enfin, la porosité  $\epsilon_B$  est calculée à chaque pas de temps comme présenté dans la suite.

### Evolution de la porosité du bouchon

Pour être en mesure de calculer la perte de charge engendrée dans l'écoulement par le bouchon supérieur  $\Delta P_B$  *via* la relation 3.9, il faut connaître à chaque instant la porosité du bouchon  $\epsilon_B$ .

Comme décrit ci-dessus, ce paramètre fera l'objet d'une étude de sensibilité dans le chapitre 4 pour connaître et quantifier son influence sur le transitoire.

La porosité  $\epsilon_B$  est définie par le rapport du volume de gaz dans le bouchon  $V_{gaz}$  sur son volume total  $V_{tot}$  (volume de gaz et d'acier solidifié) :

$$\epsilon_B(t) = \frac{V_{gaz}(t)}{V_{tot}} = \frac{V_{tot} - V_{acier\ solidifié}(t)}{V_{tot}} \quad (3.11)$$

Le terme  $V_{tot}$  dépend seulement de la géométrie de l'assemblage et de la valeur de  $l_B$ , paramètre imposé par l'utilisateur.

Pendant un transitoire de dégradation caractéristique menant à la formation d'un bouchon dans l'assemblage, l'évolution de cette porosité du bouchon supérieur suit trois principales étapes, présentées ci-après et illustrées sur la figure 3.8. On note  $t_0$  le premier instant de formation du bouchon, et  $\Delta t_B$  le délai de croissance de ce bouchon jusqu'à son volume final.

• **Étape 1 :  $t < t_0$ .** Il n'y a pas encore d'acier relocalisé dans le canal d'écoulement, donc pas d'acier en cours de solidification dans la partie supérieure de l'assemblage. Autrement dit en termes de porosité :

$$\epsilon_B(t) = 1 \quad (3.12)$$

• **Étape 2 :  $t_0 < t < t_0 + \Delta t_B$ .** De l'acier liquide est relocalisé dans le canal d'écoulement du sodium, jusqu'au contact de gaines dont la température moyenne est en-dessous de la température de solidus. Là, il se solidifie progressivement. Dans le cadre de l'approche simplifiée suivie dans MACARENa, l'évolution temporelle du volume d'acier solidifié est alors supposée suivre une loi linéaire dont la pente est régie par un temps caractéristique de conduction  $\tau_{cond}$  dans le volume d'acier concerné par le changement d'état :

$$\epsilon_B(t) = 1 - \frac{(t - t_0)}{\tau_{cond}} \quad (3.13)$$

### 3 Modélisation de la phase primaire

Le temps caractéristique  $\tau_{cond}$ , calculé avec l'expression suivante, est de l'ordre de 3 s :

$$t_{cond} \cong F_0 \frac{L^2}{D_{thermg}} \quad (3.14)$$

Avec  $L$  la distance caractéristique du domaine occupé par le matériau  $k$  (en  $m$ ),  $F_0$  le nombre adimensionnel de Fourier, caractéristique du milieu et renseigné sur des abaques [94] (égal à 0.6 pour l'acier) et  $D_{thermg}$  la diffusivité thermique de l'acier (en  $m^2/s$ ).

• **Étape 3 :  $t > t_0 + \Delta t_B$ .** La perte de charge liée au bouchon augmente la perte de charge interne entre les deux extrémités de l'assemblage  $\Delta P_{int}$ , et réduit donc le débit d'entrée (cf. équation 2.9). Lorsque le débit devient trop faible pour que la vitesse de l'écoulement de la vapeur entraîne l'acier liquide vers le haut de l'assemblage, la croissance du bouchon s'arrête. La durée de formation du bouchon est notée  $\Delta t_B$ . Autrement dit en termes de porosité :

$$\epsilon_B(t) = \epsilon_{Bf} \quad (3.15)$$

avec  $\epsilon_{Bf}$  la porosité finale du bouchon.

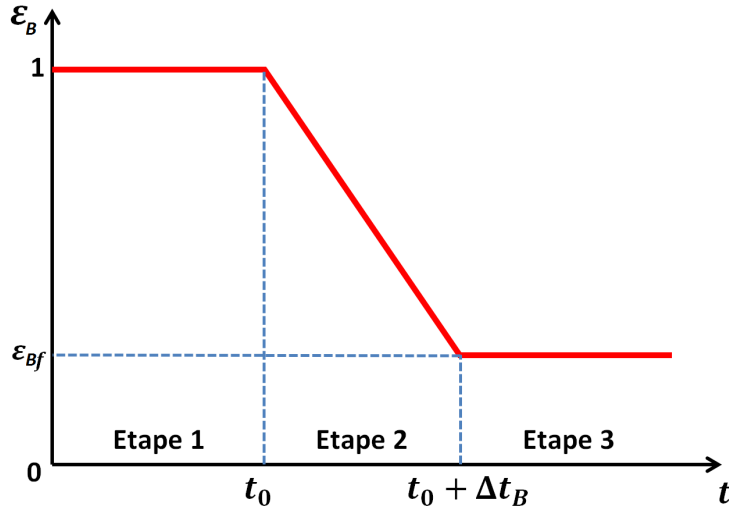


FIGURE 3.8 – Evolution temporelle de la porosité du bouchon supérieur suite à la fusion/relocalisation des gaines

#### Déplacement du bouchon

Le bouchon supérieur peut se former :

- dans la colonne fissile, si le front de solidus supérieur n'a pas encore atteint le sommet de cette zone. Par la suite, ce bouchon peut refondre ultérieurement. L'acier qui le formait est alors susceptible d'être entraîné par l'écoulement de vapeur de sodium, ou au contraire, l'acier peut couler vers le bas de l'assemblage ;
- au-dessus de la zone fissile, dans des zones plus froides de l'assemblage (CAS, VES). Dans ce cas et comme observé expérimentalement (en l'absence de plaque fertile) [83], le bouchon formé reste en place jusqu'à la fin du transitoire.

Pour les transitoires de perte de débit, l'expérience avec une colonne combustible homogène montre que la fusion des gaines débute très proche du sommet de la colonne fissile, et que

le bouchon se forme très rapidement au-dessus de cette dernière (cas de l'essai caractéristique SCARABEE-APL3 [85], *cf.* paragraphe 3.3.2).

### Formation d'un bouchon inférieur

Une fois que le bouchon supérieur est suffisamment important pour réduire la vitesse de l'écoulement de vapeur de sodium et annuler l'entraînement d'acier liquide, l'acier liquide coule gravitairement vers le bas de l'assemblage. Lorsqu'il arrive en-dessous du front de solidus inférieur, l'acier liquide se solidifie puis forme un bouchon inférieur.

La perte de charge engendrée dans l'écoulement par ce bouchon inférieur n'a pas d'influence sur la suite du transitoire car le débit d'entrée du sodium est déjà très faible à cause du bouchon supérieur qui s'est déjà formé. Le bouchage qui se forme à ce niveau des assemblages est donc supposé total (*i.e.* occupant toute la section de passage du sodium) dans MACARENa.

### 3.2.3 Fusion et relocalisation du combustible

Une fois que les pastilles combustibles sont dégainées, le combustible s'échauffe adiabatiquement jusqu'à sa fusion.

#### Début de la fusion du combustible

Le changement d'état du combustible se produit, s'il ne s'agit pas d'un corps pur, lorsque sa température moyenne se situe entre sa température de solidus et sa température de liquidus, qui sont respectivement de  $2979\text{ K}$  et  $3033\text{ K}$  pour le combustible fissile d'ASTRID<sup>27</sup> [110]. Dans le cadre de la réalisation de l'outil simplifié MACARENa, et comme c'est déjà le cas pour d'autres outils simplifiés [93], le changement de phase se déroule à la température constante de  $3006\text{ K}$  (moyenne entre les températures de solidus et de liquidus du combustible fissile), pour le combustible fissile comme le combustible fertile, indépendamment des variations de pressions locales pour les mêmes raisons que pour la fusion de l'acier<sup>20</sup>.

#### Calcul de la fraction de combustible fondu

Le calcul de l'évolution temporelle de la fraction volumique de combustible fondu  $x_c$  dans la maille  $i$  suit la même démarche que pour la fusion d'acier, *cf.* paragraphe 3.2.1. L'évolution de  $x_c(z_i, t)$  peut être déduite de la conservation de l'énergie comme suit :

$$\rho_c(z_i, t)V_c(z_i, t)L_{fusc}\frac{dx_c(z_i, t)}{dt} = W(z_i, t) \quad (3.16)$$

Avec  $\rho_c$  la densité du combustible solide (en  $kg/m^3$ ),  $V_c$  le volume de combustible dans une maille (en  $m^3$ ),  $L_{fusc}$  la chaleur latente de fusion du combustible (en  $J/kg$ ) et  $W(z_i, t)$  la puissance déposée dans le combustible (par réactions nucléaires) dans la maille (en  $W$ ).

---

<sup>27</sup>. Pour une pastille fissile caractérisée par un titre en plutonium de 0.2, un écart à la stœchiométrie en oxygène de 0.02 et un taux de combustion de 0.05 (tous sans dimensions). Lorsque le combustible est un corps pur comme dans les essais SCARABEE, le changement d'état se fait à température constante (égale à  $3123\text{ K}$  pour l' $UO_2$ ).



#### Relocalisation dans le trou central

Comme précisé dans le paragraphe 3.1.4, la fraction de combustible liquide  $x_c$  se relocalise dans un premier temps dans le trou central<sup>28</sup>. Le nombre de Bond (*cf.* équation 3.4) du combustible liquide dans cette région de l'aiguille (de diamètre seulement 2 mm) vaut  $Bo \sim 0.5$ . Comme c'était déjà le cas pour l'acier dans le jeu pastille-gaine, les effets de capillarité prédominent vis-à-vis des forces gravitaires. Bien que ce phénomène soit plus vraisemblable pour le combustible que pour l'acier (*cf.* équation 3.5), l'écoulement de combustible dans le trou central est donc négligé dans une première approche dans l'outil MACARENa.

Comme précisé dans le paragraphe 3.1.4, un deuxième type de relocalisation est possible : l'effet Cachera [87]. Ce type de déplacement de combustible nécessite une pressurisation au niveau du volume de combustible liquide par les gaz de fission, qui relève davantage des transitoires rapides d'insertion de réactivité. Il n'est donc pas modélisé dans une première approche pour les transitoires de type perte de débit.

#### Relocalisation dans le sous-canal

Le calcul de la relocalisation du combustible liquide dans le sous-canal est identique à celui de l'acier fondu. Le lecteur pourra donc se référer au paragraphe 3.2.1.

#### 3.2.4 Échauffement des bains fondus

Les paragraphes 3.2.1 et 3.2.3 décrivent les modèles de relocalisation des matières fondues (acier et combustible) dans MACARENa. Comme cela était introduit dans les paragraphes 3.1.3 et 3.1.4, ces relocalisations successives conduisent à la formation de bains fondus dans l'assemblage.

Ce paragraphe 3.2.4, qui traite de la modélisation de ces bains dans l'outil MACARENa, est organisé comme suit :

- A : présentation des différents types de bains fondus susceptibles d'apparaître dans l'assemblage lors d'un transitoire de perte de débit ;
- B : modélisation générale des bains fondus en 0D, qui vise à calculer l'évolution temporelle de la température moyenne des bains à partir des transferts thermiques qui ont lieu vers les différentes interfaces (latérale, supérieure et inférieure) ;
- C : identification des transferts thermiques prépondérants dans chaque bain (conduction ou convection) ;
- D : étude de la phénoménologie de la convection naturelle dans un bain de combustible ;
- E : étude de la phénoménologie de la convection naturelle dans un bain d'acier ;
- F : synthèse des transferts thermiques considérés dans MACARENa ;
- G : problématique des bains mélangés bouillants.

#### A : Différents types de bains fondus susceptibles d'apparaître suite à une perte de débit

Lors d'un transitoire de perte de débit, le premier type de bain à apparaître dans l'assemblage est composé d'acier liquide. Selon sa position dans l'assemblage vis-à-vis des fronts de solidus et de liquidus de l'acier, ce bain peut être au contact de gaines ou de pastilles combustibles solides.

---

<sup>28</sup>. Valable seulement pour les pastilles fissiles présentant un trou central. Les pastilles fertiles du concept de cœur CFV-V3 n'en présentent pas [6].

Ensuite, le combustible fond lui aussi. Selon sa position, le combustible liquide peut aussi être au contact de combustible solide. Au bout d'un certain temps, des bains mélangés et/ou bouillants peuvent apparaître dans l'assemblage (*cf.* figure 3.3, étapes 8 et 9). Pour les raisons discutées dans le paragraphe "G : problématique des bains mélangés et/ou bouillants", ce type de bain n'est pas modélisé, dans un premier temps, dans MACARENa.

Finalement, les différents types de bains qui peuvent apparaître pendant un transitoire de perte de débit simulé par MACARENa sont les suivants (les numéros cités ici font référence à la figure 3.9) :

- bain d'acier liquide au contact de gaines solides (n° 1) ;
- bain d'acier liquide au contact de combustible solide (n° 2) ;
- bain d'acier liquide seul (n° 3) ;
- bain de combustible liquide au contact de combustible solide (n° 4) ;
- bain de combustible liquide seul (n° 5).

La figure 3.9 illustre un état théorique de dégradation avancé d'un assemblage, supposant la non rupture du TH et la stratification parfaite des bains fondus. Les cinq types de bains cités ci-dessus y figurent.

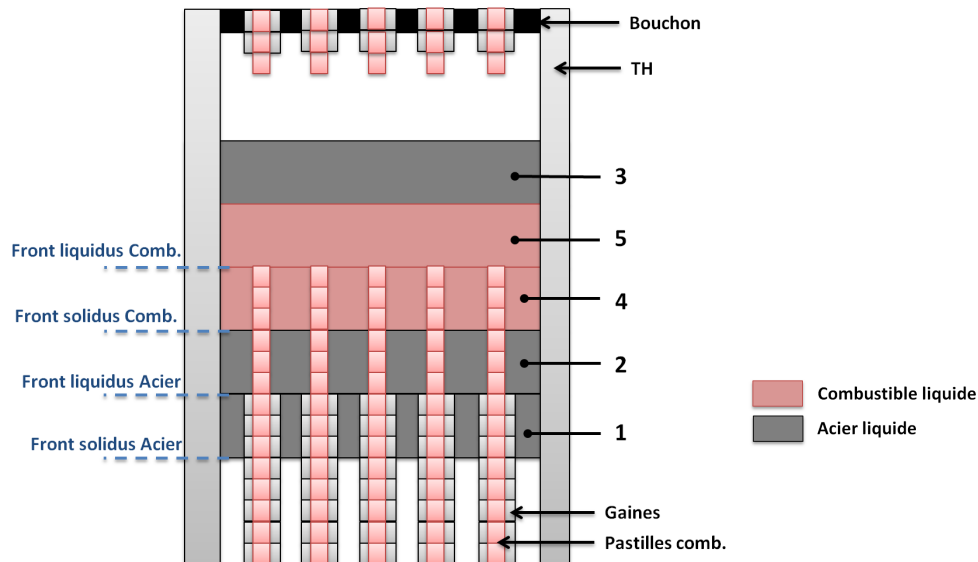


FIGURE 3.9 – Synthèse des différents types de bains fondus susceptibles d'apparaître dans l'assemblage à la fin d'un transitoire de dégradation (cas supposant la non-rupture du TH et une stratification parfaite des bains)

Pendant le transitoire, les transferts thermiques entre ces bains et le TH de l'assemblage peuvent mener à la rupture thermique de ce dernier. Il est donc nécessaire de calculer l'évolution temporelle de leur température et des flux thermiques transmis au TH. A cette fin, les bains sont modélisés dans MACARENa comme présenté ci-après.

### B : Modélisation générale des bains fondus

Chaque bain fondu est modélisé selon **une approche moyennée 0D**, comme c'est déjà le cas pour les outils physiques BETINA [93] et MARINA [111], dédiés respectivement à l'étude du BTI et de la mitigation des bains fondus dans un cœur de RNR-Na. A chaque pas de temps,

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

comme cela apparaît dans le bilan d'énergie 3.17 appliqué au bain  $k$ , le calcul de la température moyenne du liquide du bain inclut :

- la conservation de l'énergie dans le bain par prise en compte des transferts thermiques vers ses surfaces (inférieure, supérieure et latérale) ;
- la conservation de l'énergie spécifique du bain par incorporation de nouvelles matières fondues.

$$\rho_k(t)V_k(t)Cp_k(t) \left( \frac{T_k(t + \Delta t) - T_k(t)}{\Delta t} \right) + \rho'_k(t)V'_k(t)Cp'_k(t) \left( \frac{T_k(t + \Delta t) - T_{fus,k}(t)}{\Delta t} \right) = W_k(t) \quad (3.17)$$

Avec :

- $\Delta t$  la durée d'un pas de temps (en  $s$ ) ;
- $\rho_k$ ,  $V_k$  et  $Cp_k$  respectivement la densité (en  $kg/m^3$ ), le volume (en  $m^3$ ) et la capacité calorifique (en  $J/kg.K$ ) du bain  $k$  ;
- $T_k$  la température moyenne du bain  $k$  (en  $K$ ) ;
- $W_k$  la puissance du bain  $k$  (en  $W$ ). Cette puissance est liée aux phénomènes de convection, de conduction, de réactions nucléaires s'il s'agit d'un bain de combustible, *etc.*
- l'apostrophe ' réfère au volume incorporé au bain existant  $k$  à chaque pas de temps<sup>29</sup>, la température de ce volume étant initialement à la température de fusion du matériau  $k$ .

La relation 3.17 permet de calculer l'évolution temporelle de la température de chaque bain fondu  $k$ , sous condition de connaître la puissance  $W_k$  déposée dans le bain à chaque pas de temps. Cette puissance est la somme des puissances transférées vers chaque interface  $i$  (interface latérale, supérieure ou inférieure) du bain  $k$  et de la puissance nucléaire (s'il s'agit d'un bain de combustible) :

$$W_k(t) = \sum_i \left( h_{i,k}(t) S_{i,k} (T_{i,k}(t) - T_k(t)) \right) + W_{nucl,k}(t) \quad (3.18)$$

Avec  $h_{i,k}$  le coefficient d'échange à l'interface  $i$  (inférieure, supérieure et latérale) du bain  $k$  (en  $W/(m^2.K)$ ) dont le calcul est présenté dans les paragraphes suivants,  $S_{i,k}$  la surface d'échange à cette même interface (en  $m^2$ ),  $T_{i,k}$  et  $T_k$  respectivement la température de paroi à l'interface  $i$  du bain  $k$  et la température moyenne du bain  $k$  (en  $K$ ), et  $W_{nucl,k}$  la puissance déposée par réactions nucléaires dans le bain  $k$  (en  $W$ ).

#### • Hypothèses générales

- La température moyenne des bains de types 1 et 4 (composés respectivement d'acier liquide au contact de gaines solides et de combustible liquide au contact de pastilles solides) dans lesquels se produit un changement d'état solide-liquide, est constante égale à leur température de fusion respective. Les matières fondues qui peuvent être incorporées dans ces bains à chaque pas de temps sont aussi à une température très proche de cette température de fusion et n'ont donc pas d'impact sur la température moyenne du bain. L'évolution temporelle de la température des bains de types 1 et 4 n'est donc pas calculée ;
- Pour le calcul des transferts thermiques aux différentes interfaces, tous les bains liquides non mélangés sont entourés par leur propre croûte réfractaire solide, comme cela a été observé

---

29. Ce sont les modèles dédiés à la relocalisation des matières fondues (*cf.* paragraphes 3.2.1 et 3.2.3) qui régissent à chaque pas de temps les volumes incorporés dans chaque bain fondu.

dans les coupes post-mortem des sections d'essais SCARABEE [64, 112]. La température de cette croûte, qui est aussi la température de l'interface  $T_{i,k}$ , est la température de fusion du matériau en question  $T_{fusk}$ <sup>30</sup> ;

- Le flux thermique lié à la solidification du matériau lors de la formation des croûtes est lié à l'évolution temporelle de l'épaisseur de ces croûtes [91]. Compte-tenu des flux de chaleur très élevés, ces croûtes solides sont de faible épaisseur (de 0.1 à quelques *mm* en régime permanent [91]) et se forment rapidement. Le flux thermique lié à ce processus de solidification n'impacte donc le flux thermique à la paroi que sur de courts instants (de l'ordre de la seconde [91]). Dans le cadre de l'approche simplifiée suivie dans MACARENa, ce flux de solidification est négligé. L'incertitude liée à cette hypothèse est englobée dans l'incertitude sur le coefficient d'échange convectif à la paroi, qui sera étudiée lors de l'étude statistique dans le chapitre 4.
- Comme cela était déjà considéré lors des précédentes approches simplifiées [21, 93], les transferts thermiques par rayonnement ne sont pas pris en compte étant donné leur faible importance vis-à-vis des autres types de transferts thermiques. A titre d'exemple, la puissance transférée par rayonnement au-dessus du bain d'acier dans un assemblage (de type 3) est de l'ordre de  $3 \text{ kW}$ <sup>31</sup>, tandis que le transfert par convection y est de l'ordre de  $40 \text{ kW}$ <sup>32</sup>. La puissance nucléaire transférée par rayonnement vers l'interface supérieure des bains est donc très faible devant la puissance nucléaire déposée dans tout l'assemblage (de l'ordre du *MW*), qui, elle, gouverne la fusion des composants de l'assemblage.

Pour calculer les puissances transférées aux différentes surfaces du bain (équation 3.18), il faut connaître les coefficients d'échange  $h_{i,k}$ . Le calcul de ces coefficients dépend de la phénoménologie qui régit les transferts thermiques dans le bain (conduction ou convection). L'objectif du paragraphe C est donc d'identifier pour chaque bain  $k$  le phénomène prépondérant (transfert convectif ou transfert conductif). On souligne toutefois que ce travail est délicat car les résultats expérimentaux disponibles à cette fin sont peu nombreux, limités en termes de représentativité (matériaux et géométries utilisées rarement représentatifs du cas réacteur) et valables seulement pour des régimes établis. La méconnaissance de certaines données physiques impose donc la formulation d'hypothèses, parmi lesquelles l'assimilation du transitoire à une succession de régimes permanents (hypothèse déjà considérée dans l'outil physique BETINA qui est validé sur l'essai SCARABEE-BE3+ [93]). Les incertitudes liées à ces hypothèses réalisées dans le cadre d'une approche simplifiée seront prises en compte lors de l'étude statistique (*cf.* chapitre 4) au travers d'une distribution de probabilité sur les nombres de Nusselt issus de corrélations expérimentales.

---

30. A l'exception de la croûte séparant un bain de combustible d'un bain d'acier qui est, elle, constituée de combustible solide, puisque la température de fusion du combustible est plus élevée que celle de l'acier.

31. Calcul effectué en considérant la relation  $W_{ray} = f\sigma\epsilon(T_{fusg}^4 - T_{structures\ sup}^4)$ , avec  $f_f$  le facteur de forme entre deux disques de rayon  $16 \text{ cm}$  et espacés de  $50 \text{ cm}$  ( $f = 1.6$ ),  $\sigma_B$  la constante de Stefan-Boltzmann (en  $W/(m^2.K^4)$ ),  $\epsilon_g$  l'émissivité de l'acier ( $\epsilon_g = 0.3$ ),  $T_{fusg}$  la température de la croûte d'acier solide surmontant le bain ( $1654 \text{ K}$ ) et  $T_{structures\ sup}$  la température des structures supérieures vers lesquelles le bain rayonne, prise égale à la température de saturation du sodium ( $T_{structures\ sup} = 1200 \text{ K}$ ).

32. Calcul effectué avec la relation  $W_{conv} = hS(T_k - T_{fusg})$ , avec  $h$  le coefficient d'échange convectif dans le bain ( $h \sim 5.10^4 \text{ W}/(m^2.K)$ ),  $S$  la surface d'échange correspondant à la section radiale du bain ( $0.0226 \text{ m}^2$ ),  $T_k$  la température moyenne du bain ( $T_k = 2000 \text{ K}$ ) et  $T_{fusg}$  la température de la croûte surmontant le bain ( $1654 \text{ K}$ ).

#### C : Identification des phénomènes prépondérants de transferts de chaleur

- Bains de type 2

Les bains de type 2 sont particuliers du fait de la coexistence d'acier liquide et de combustible solide, et du petit diamètre hydraulique qui les caractérise (de l'ordre de  $3\text{ mm}$ ). En raison de ce petit diamètre hydraulique, le temps caractéristique d'installation d'une boucle de convection dans ces bains est long. Dans le cadre de l'approche simplifiée suivie dans MACARENA, on suppose que ces mouvements n'ont pas le temps de se mettre en place pendant la phase primaire du transitoire, et que **les transferts thermiques sont donc seulement conductifs dans les bains de type 2**. Dans ces conditions, le coefficient d'échange latéral vers le combustible ou le TH, noté  $h_{lat,Bain\ 2}$ , peut être calculé comme suit [14] :

$$h_{lat,Bain\ 2} = \frac{5\lambda_g}{D_h} \quad (3.19)$$

avec  $\lambda_g$  la conductivité thermique de l'acier liquide (en  $W/(m.K)$ ) et  $D_h$  le diamètre hydraulique dans l'écoulement (en  $m$ ).

- Bains de types 3 et 5

Pour les bains de type 3 et 5 (respectivement composés d'acier et de combustible liquides), la phénoménologie est différente. Les diamètres hydrauliques étant larges (supérieurs à  $10\text{ cm}$ ), on suppose que les boucles de convection naturelle ont le temps de s'établir dans les bains. **Les transferts thermiques aux interfaces des bains de types 3 et 5 se font donc essentiellement par convection**. Dans ces conditions, les coefficients d'échange aux différentes interfaces  $i$  de chaque bain  $k$  peuvent être déterminés à l'aide des nombres de Nusselt  $Nu_{i,k}$  comme suit :

$$h_{i,k} = \frac{Nu_{i,k}\lambda_k}{D_h} \quad (3.20)$$

Avec  $\lambda_k$  la conductivité thermique du liquide du bain  $k$  (en  $W/(m.k)$ ) et  $D_h$  la dimension caractéristique (en  $m$ ). Les nombres de Nusselt  $Nu_{i,k}$  sont calculés *via* des corrélations déterminées expérimentalement pour des régimes permanents. Ces corrélations dépendent de la phénoménologie de la convection naturelle dans chaque bain, phénoménologie qui a été étudiée expérimentalement de différentes manières :

- avec des matériaux simulants (expériences BAFOND [113], SEBULON [114], BALI [115], COPO [116], *etc.*);
- avec des matériaux réels : combustible bouillant sans acier (SCARABEE-BF2 [117]);
- avec des matériaux réels : combustible et acier bouillants (SCARABEE-BF3 [117]).

Les documents [118] et [119] synthétisent les résultats de ces études expérimentales et les différentes modélisations des transferts thermiques dans ces types de bains. Les conclusions de ces programmes d'essais concernant la phénoménologie de la convection naturelle en bain fondu sont présentées dans les paragraphes D et E, respectivement pour un bain de combustible puis pour un bain d'acier.

#### D : Phénoménologie de la convection naturelle dans un bain de combustible

L'interprétation des essais SEBULON (issue de [120]) et BAFOND (issue de [121]) montre que la phénoménologie de la convection naturelle observée dans un bain liquide entouré de parois froides (comme le bain de combustible de type 5), est celle qui est illustrée sur figure 3.10.

Un écoulement ascendant s'installe au centre du bain (vitesse ascendante radialement uniforme, de quelques  $mm/s$ ), au contraire de sa périphérie où le liquide redescend le long des parois refroidies<sup>33</sup> par un écoulement de type couche limite (vitesse descendante maximale de quelques  $cm/s$ ). Cette couche s'épaissit jusque vers la mi-hauteur du bain (épaisseur maximale de l'ordre de  $5\text{ mm}$ ), puis s'amincit vers le bas du bain. A quelques centimètres de la surface libre, on observe des structures tourbillonnaires se déplaçant vers l'axe du bain et se mélangeant au liquide ascendant.

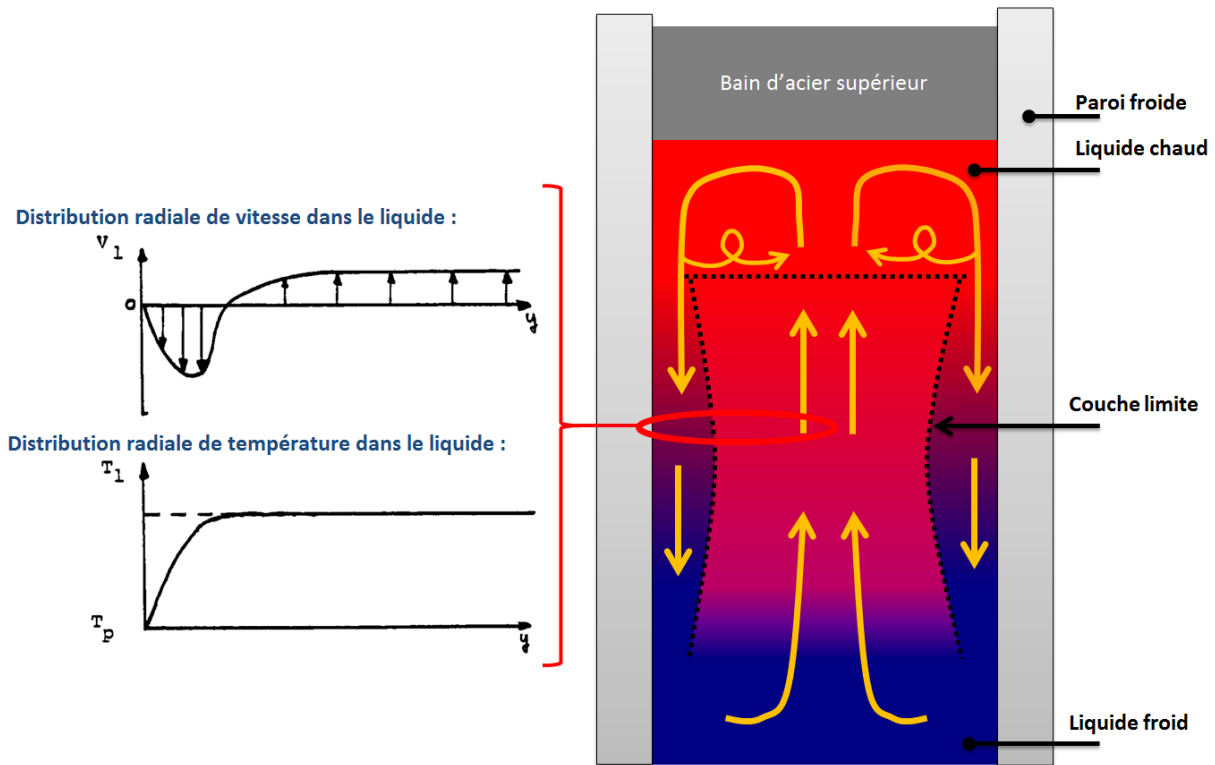


FIGURE 3.10 – Phénoménologie de convection naturelle observée dans les essais SEBULON [120] et BAFOND [121] (droite) et profils radiaux de vitesse et de température dans le liquide associés à ce régime de convection (gauche) [120]

La figure 3.11 présente une illustration des distributions axiales de température moyenne (à gauche) et du coefficient d'échange à la paroi (à droite) mesurées lors de ces essais SEBULON et BAFOND [120]. On note que le coefficient d'échange à la paroi peut être considéré comme uniforme sur l'essentiel de la hauteur du bain (malgré des dispersions de l'ordre de 15%, cf. figure 3.11 à droite) dans le cadre d'une approche simplifiée.

Dans ces conditions de convection naturelle, les nombres de Nusselt aux différentes interfaces du bain de type 5 peuvent être calculés avec les corrélations présentées ci-après.

- Surface supérieure du bain

La surface supérieure du bain de combustible est refroidie par le haut, soit par un bain d'acier liquide plus froid (cf. figures 3.9 et 3.10), soit par la vapeur de sodium si aucun bain ne se situe au-dessus du combustible liquide. Dans ces conditions, la convection naturelle dans la partie supérieure du bain résulte des instabilités de Rayleigh-Bénard, d'abord étudiées expérimentalement

<sup>33</sup>. Le liquide qui est proche des parois froides du TH a une densité supérieure au liquide chaud qui est au centre de l'écoulement.

### 3 Modélisation de la phase primaire

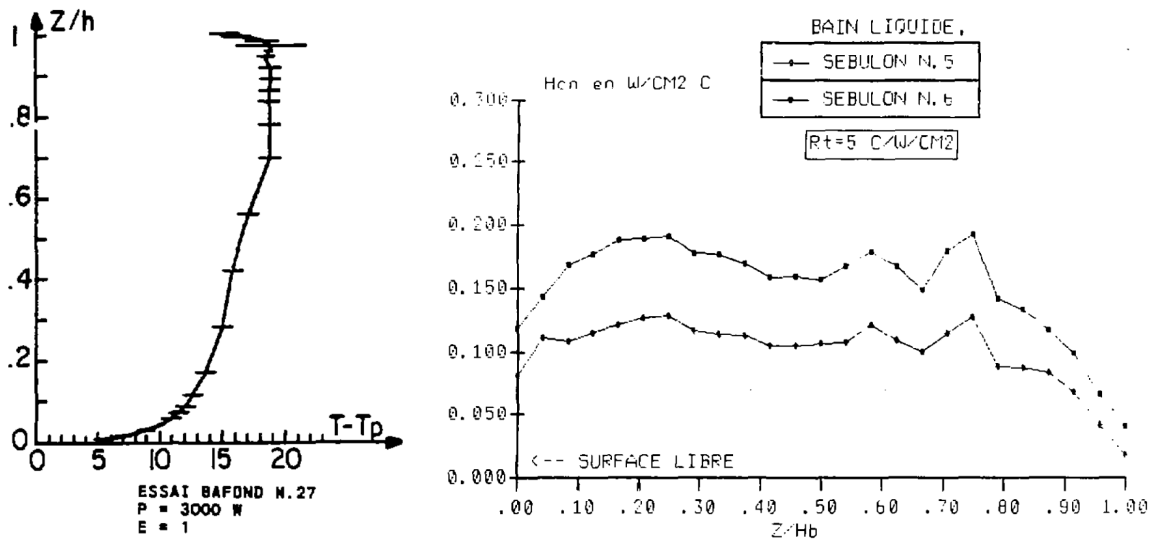


FIGURE 3.11 – Distribution axiale des températures en bain fondu tirée des essais BAFOND réalisés en géométrie cylindrique [121] (à gauche) et distribution axiale des coefficients d’échange convectif sur la paroi latérale d’un bain fondu tirée des essais SEBULON réalisés en géométrie rectangulaire [120] (à droite)

par Bénard [122], puis théoriquement par Rayleigh [123]. Le lecteur pourra trouver plus de détails sur ces instabilités en annexe C.

Les transferts thermiques convectifs liés à ce type d’instabilités thermo-convectives ont été étudiés expérimentalement dans le cadre des essais BALI [115], réalisés plus récemment que les essais BAFOND [121] ou SEBULON [120]. La corrélation qui a découlé de ces essais et qui permet de calculer le nombre de Nusselt à proximité de la surface supérieure du bain est la suivante [124] :

$$Nu_{sup,Bain\ 5} = 0,383 Ra_{sup,Bain\ 5}^{interne\ 0,233} \quad (3.21)$$

Le terme  $Ra_{i,k}^{interne}$  étant le nombre adimensionnel de Rayleigh “interne” à proximité de l’interface  $i$  du bain  $k$ , défini comme :

$$Ra_{i,k}^{interne} = \frac{g\beta_k W_k L^5}{\nu_k \lambda_k D_{therm\ k}} \quad (3.22)$$

Avec :

- $\beta_k$  le coefficient de dilatation thermique du liquide  $k$  (en  $K^{-1}$ ) ;
- $\nu_k$  la viscosité cinématique du liquide  $k$  (en  $m^2/s$ ) ;
- $W_k$  la puissance volumique dans le bain  $k$  (en  $W/m^3$ ) ;
- $D_{therm\ k}$  la diffusivité thermique du liquide  $k$  (en  $m^2/s$ ) ;
- $\lambda_k$  la conductivité thermique du liquide  $k$  (en  $W/(m.K)$ ) ;
- $L$  la longueur caractéristique (en  $m$ ).

La référence [124] souligne que cette corrélation 3.21 fournit de bons résultats vis-à-vis des données expérimentales issues des essais BALI [115] comme des essais COPO [116], et atteste de la validité de cette corrélation expérimentale en conditions réacteur pour un bain dont la surface supérieure est refroidie par le haut.

### • Surface inférieure du bain

La corrélation utilisée pour calculer le nombre de Nusselt à proximité de la paroi inférieure est celle qui a été établie par Chawla et Bingle [125], dont la validité pour un bain de combustible liquide est attestée dans [120] :

$$Nu_{inf,Bain\ 5} = 0.0375 Ra_{inf,Bain\ 5}^{1/3} \quad (3.23)$$

Où le terme  $Ra_{i,k}$  est cette fois le nombre adimensionnel de Rayleigh “externe” à proximité de l’interface  $i$  du bain  $k$ , défini comme :

$$Ra_{i,k} = \frac{g\beta_k}{\nu_k D_{therm\ k}} (T_{i,k} - T_k) L^3 \quad (3.24)$$

Avec :

- $\beta_k$  le coefficient de dilatation thermique du liquide  $k$  (en  $K^{-1}$ ) ;
- $\nu_k$  la viscosité cinématique du liquide  $k$  (en  $m^2/s$ ) ;
- $D_{therm\ k}$  la diffusivité thermique du liquide  $k$  (en  $m^2/s$ ) ;
- $T_{i,k}$  et  $T_k$  respectivement la température de la paroi à l’interface  $i$  du bain  $k$  et la température moyenne du bain  $k$  (en  $K$ ) ;
- $L$  la longueur caractéristique (en  $m$ ).

### • Surface latérale du bain

La corrélation établie par C.A. Greene [126], validée sur les essais SEBULON comme précisé dans [91], permet de corréler convenablement le coefficient d’échange moyen sur toute la hauteur de la couche limite en contact avec le TH comme spécifié dans [120] :

$$\begin{cases} Nu_{lat,Bain\ 5} = 1.54 Ra_{lat,Bain\ 5}^{0.25} \text{ pour } Ra_{lat,Bain\ 5} < 1,9 \cdot 10^{11} \\ Nu_{lat,Bain\ 5} = 0.0314 Ra_{lat,Bain\ 5}^{0.4} \text{ pour } Ra_{lat,Bain\ 5} \geq 1,9 \cdot 10^{11} \end{cases} \quad (3.25)$$

## E : Phénoménologie de la convection naturelle dans un bain d’acier

### • Surface supérieure du bain

Les transferts thermiques convectifs liés aux instabilités de Rayleigh-Bénard (*cf.* annexe C) à la surface supérieure du bain d’acier ont été étudiés dans le cadre des essais BALI [115]. La corrélation qui donne les résultats les plus proches des expériences est celle qui a été établie par L. Bernaz [127] :

$$Nu_{sup,Bain\ 3} = 0.067 Ra_{sup,Bain\ 3}^{1/3} \quad (3.26)$$

### • Surface latérale du bain

Pour une couche limite laminaire à proximité des parois du TH dans le bain d’acier, la corrélation d’Alvarez (initialement proposée par Chawla [128]), fournit de bons résultats vis-à-vis des essais BAFOND [121] :

$$Nu_{lat,Bain\ 3} = 0.508 \left( \frac{20}{21} + Pr_{Bain\ 3} \right)^{-1/4} Pr_{Bain\ 3}^{1/2} Gr_{lat,Bain\ 3}^{1/3} \quad (3.27)$$

Avec :

- $Pr_k = \frac{\nu_k}{D_{therm\ k}}$ , le nombre de Prandtl dans le bain  $k$  ;
- $Gr_{i,k} = \frac{g\beta_k(T_{i,k} - T_k)L^3}{\nu_k^2}$ , le nombre de Grashof à proximité de l’interface  $i$  dans le bain  $k$ .



### 3 Modélisation de la phase primaire

---

En présence d'instabilités de type Rayleigh-Bénard, la transition entre régimes laminaire et turbulent dans la couche limite est donnée par  $Ra = 10^{11}$  [127]. Cette condition est bien vérifiée dans le bain d'acier de type 3, pour lequel  $Ra \sim 10^8$ .

- Surface inférieure du bain

En régime permanent, le flux thermique transmis du combustible liquide à la croûte de combustible solide qui se situe sous le bain d'acier, et le flux transmis de cette croûte de combustible à l'acier liquide du bain supérieur sont égaux. Le transitoire étant assimilé à une succession de régimes permanents, le flux thermique échangé à la surface inférieure du bain de type 3 est donc à chaque instant égal au flux échangé à la surface supérieure du bain de type 5.

#### F : Synthèse concernant la modélisation des bains fondus dans MACARENa

- La température moyenne des bains de type 1 est supposée constante car un changement d'état s'y produit.

- L'évolution temporelle de la température moyenne des bains de type 2 est supposée être régie par des phénomènes de conduction. Les flux thermiques aux interfaces supérieure et inférieure de ces bains sont négligeables devant les flux thermiques latéraux (entre l'acier liquide et le combustible/TH).

- L'évolution temporelle de la température moyenne des bains de type 3, situés au-dessus de bains de combustible liquide, est supposée être régie par la convection naturelle de type 'instabilités de Rayleigh-Bénard'.

- La température moyenne des bains de type 4 est supposée constante car un changement d'état s'y produit.

- L'évolution temporelle de la température moyenne des bains de type 5 est supposée être régie par la convection naturelle illustrée sur la figure 3.10. A l'interface supérieure, la convection est aussi caractérisée par des instabilités de Rayleigh-Bénard.

Ces conclusions ainsi que l'ensemble des corrélations utilisées dans MACARENa pour le calcul de l'évolution de la température des bains fondus sont finalement synthétisées sur la figure 3.12.

#### G : Problématique des bains mélangés et/ou bouillants

Lorsqu'il y a contact entre un bain fondu et le TH, les flux thermiques à la paroi du TH sont de l'ordre du  $MW/m^2$  :

- bain d'acier (type 3) :  $\phi_{lat,Bain\ 3} \sim 3\ MW/m^2$  ;
- bain de combustible (type 5) :  $\phi_{lat,Bain\ 5} \sim 0.5\ MW/m^2$  ;
- bain d'acier au contact de combustible solide (type 2) :  $\phi_{lat,Bain\ 2} \sim 0.2\ MW/m^2$ .

Un bilan d'énergie simplifié dans le TH donne un ordre de grandeur du délai  $\Delta t$  séparant le premier instant d'apparition d'un bain caractérisé par un tel flux thermique  $\phi = 1\ MW/m^2$ , du premier instant de fusion du TH. En considérant que le TH d'épaisseur  $e = 3.6\ mm$  est initialement à la température de saturation du sodium :

$$\Delta t = \frac{\rho_{TH} C_{pTH} (T_{fusTH} - T_{satNa}) e}{\phi} \sim 6\ s \quad (3.28)$$

Un tel niveau de flux thermique justifie donc que, conformément à ce qui a été analysé dans [129], les conditions de percement du TH sont atteintes très rapidement, avant même l'apparition

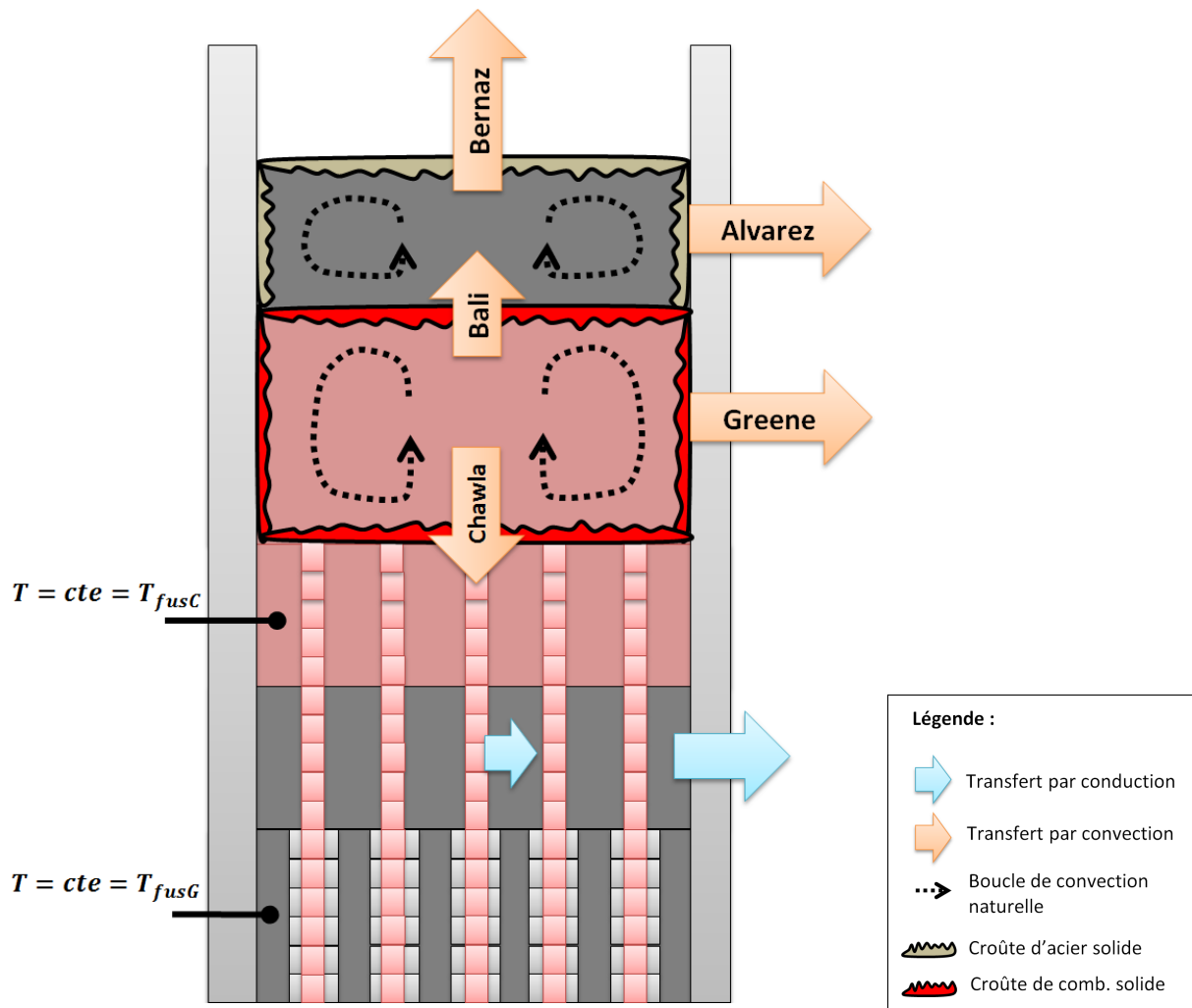


FIGURE 3.12 – Synthèse des transferts thermiques considérés dans MACARENa pour le calcul 0D de la température des bains fondus

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

de bains mélangés et/ou bouillants. Cela est cohérent avec les essais SCARABEE BE+, pour lesquels le TH a cédé quelques secondes seulement après l'établissement d'un premier bain fondu d'acier dans l'assemblage [109, 112, 129] (*cf.* paragraphe 3.3.3). Pour le transitoire de perte de débit SCARABEE-APL3 [82, 85, 88] aussi, le TH a aussi fondu avant même le premier instant de fusion du combustible (*cf.* paragraphe 3.3.2).

Le domaine d'étude de MACARENa étant la phase primaire de l'accident, donc jusqu'à la fusion du TH, **les bains bouillants et/ou mélangés ne sont pas modélisés**. Si à l'avenir, le domaine de l'utilisation de l'outil devait être étendu à des transitoires menant à l'obtention de tels bains, il pourra être couplé à l'outil MARINA, qui contient un modèle dédié à ce type de bains [111].

#### 3.2.5 Comportement de la plaque fertile médiane

Comme précisé dans le paragraphe 3.1.5, la plaque fertile peut évoluer différemment à partir de la formation d'une cavité dans la zone fissile inférieure. A partir de cet instant, les différentes branches du scénario sont les suivantes :

- **effondrement de la plaque fertile** puisque plus rien ne la soutient ;
- **formation d'un socle d'acier solidifié soudé au TH en bas de la plaque fertile**.  
Un tel scénario empêche provisoirement l'effondrement de l'intégralité de la plaque fertile dans le bain inférieur ;
- **formation d'un socle d'acier solidifié soudé au TH en haut de la plaque fertile**.  
Les pastilles fertiles situées en-dessous de ce socle, qui ne sont pas soutenues, s'effondrent dans le bain inférieur, tandis que celles qui sont soudées au TH restent – dans un premier temps – en place.

#### Observations expérimentales

Expérimentalement, un tel processus de solidification d'acier dans une zone froide de l'assemblage a déjà été observé à plusieurs reprises, comme dans les essais SCARABEE (*cf.* microphotographies de coupes post-mortem de la section d'essai SCARABEE-BE+2 [130]), ou dans les essais GR19-BP (*cf.* figure 3.4 [90]). Dans ces deux cas, si la solidification a bien eu lieu, elle n'a pas permis de souder fortement l'acier solidifié au TH [130].

#### Conditions pour la tenue de la plaque fertile

Le document [130] stipule dans le cadre des études de sûreté du réacteur SuperPhénix que les conditions pour qu'une soudure soit considérée comme effective entre le TH et les zones non fondues de l'assemblage sont :

- une pénétration d'acier liquide dans la zone froide sur une hauteur de 10 à 15 *cm* ;
- une température de l'acier solide dans cette région inférieure à la température au-delà de laquelle la résistance mécanique de l'acier est nulle, soit 1545 *K*.

#### Conséquences sur les branches du scénario

Dans le scénario ULOF, le bouchon d'acier supérieur (situé en le haut de la zone fissile supérieure) est déjà formé lorsqu'une cavité se crée dans la zone fissile inférieure (*cf.* paragraphe 3.1.3). En conséquence, la vitesse de l'écoulement de la vapeur de sodium n'est déjà plus suffisante

pour entraîner le liquide de la zone fissile inférieure vers le haut, dans la plaque fertile médiane. La pénétration d'acier dans la plaque fertile sur une dizaine de centimètres par un tel processus étant donc très improbable, la formation d'un socle soudé au TH soutenant la totalité de la plaque fertile n'est pas considérée dans la suite des études.

Les deux autres branches du scénario sont par contre étudiées :

- aucune tenue mécanique de la plaque fertile médiane ;
- tenue d'une partie de la plaque fertile médiane par solidification de l'acier liquide qui aura coulé gravitairement depuis la zone fissile supérieure dans la zone fertile sur une dizaine de centimètres.

### Modélisation de l'effondrement de toute ou d'une partie de la plaque fertile

Le modèle d'effondrement de MACARENa s'appuie sur celui qui a été élaboré pour BETINA [131].

- Critère de formation d'une cavité sous la plaque fertile

Une cavité se forme sous la plaque fertile médiane dès que le combustible de la zone fissile inférieure atteint son enthalpie de liquidus. Cela correspond au premier instant de relocalisation du combustible de cette zone dans les sous-canaux du sodium.

A partir de cet instant, le déroulement du scénario est régi par le paramètre  $\alpha_{tenue\ fertile}$ , qui traduit la tenue ou non d'une partie de la plaque fertile par pénétration puis solidification d'acier liquide dans cette zone<sup>34</sup> :

- $\alpha_{tenue\ fertile} = 0$  : aucune tenue mécanique de la plaque fertile. Tous les matériaux de cette zone (acier et combustible) encore à l'état solide s'effondrent instantanément et uniformément dans la zone fissile inférieure qui commence à fondre<sup>35</sup>. Là, ils s'échauffent puis fondent suivant le modèle 0D décrit dans la suite ;
- $\alpha_{tenue\ fertile} = 1$  : tenue mécanique de la partie supérieure de la plaque fertile par la solidification d'acier sur une hauteur de 10 cm (valeur issue de [130]). Ainsi, dans un premier temps, les 10 cm inférieurs de la plaque fertile s'effondrent tandis que les 10 cm supérieurs restent en place. Dans un second temps, dès que la température moyenne de l'acier solide des 10 cm supérieurs dépasse la température limite de  $T_{tenue\ acier} = 1545\ K$  (valeur issue de [130]), la partie solide de la zone fertile encore en place s'effondre à son tour sous l'effet de la gravité.

- Échauffement des pastilles et gaines effondrées

L'équation de conservation de l'énergie est écrite en 0D pour une pastille représentative de toutes les pastilles effondrées, et sa gaine associée. Ce calcul est effectué pour chaque matériau.

$$\rho_k(t)Cp_k(t)V_k(t)\frac{dT_k(t)}{dt} = W_k(t) \quad (3.29)$$

Avec :

- $\rho_k$ ,  $Cp_k$  et  $V_k$  respectivement la densité, la capacité calorifique et le volume du matériau  $k$  (combustible fertile ou acier) ;
- $T_k$  la température du solide  $k$  ;
- $W_k$  la puissance dans le solide  $k$  (apportée par convection dans le liquide du bain et par réactions nucléaires dans la pastille combustible).

34. Ce paramètre sera considéré incertain et probabilisé lors de l'étude statistique présentée dans le chapitre 4.

35. Hypothèse découlant de la modélisation 0D choisie.

### 3 Modélisation de la phase primaire

Pour calculer le terme  $W_k(t)$ , on considère que :

- la puissance déposée dans la pastille de combustible fertile par réactions nucléaires est constante ;
- la puissance transmise au solide  $k$  (pastille de combustible ou gaine en acier) par convection dans le bain liquide, lui aussi composé du matériau  $k$ , est calculée comme suit :

$$W_k(t) = \sum_i \left( h_{i,k}(t) S_{i,k}(t) (T_{Bain\ k}(t) - T_{fus\ k}(t)) \right) \quad (3.30)$$

avec  $i$  l'indice référant à l'interface solide/liquide (parois latérale, supérieure ou inférieure du solide),  $h_{i,k}$  le coefficient d'échange convectif dans le liquide à cette interface ( $W/(m^2.K)$ ),  $S_{i,k}$  la surface d'échange à cette interface ( $m^2$ ),  $T_{Bain\ k}$  la température moyenne du liquide  $k$  ( $K$ ) et  $T_{fus\ k}$  la température de fusion du matériau  $k$  ( $K$ ). Cette expression 3.30 suppose que, comme observé expérimentalement [118], une croûte du matériau  $k$  solidifié (à la température  $T_{fus\ k}$ ) s'est formée au contact du solide. Les coefficients d'échange  $h_{i,k}$  entre solide et liquide sont calculés de la même façon que présentée dans le paragraphe 3.2.4.

- Fusion des pastilles et gaines effondrées

Une fois que le solide  $k$  a atteint sa température de fusion, il ne s'échauffe plus mais change d'état. Dès lors, ce n'est plus sa température  $T_k$  qui est calculée par un bilan d'énergie, mais son enthalpie, qui donne accès à la fraction volumique du matériau fondu  $x_k$  :

$$\rho_k(t) L_{fus\ k} V_k(t) \frac{dx_k(t)}{dt} = W_k(t) \quad (3.31)$$

avec  $L_{fus\ k}$  la chaleur latente de fusion du composé  $k$  (en  $J/kg$ ).

- Evolution de la surface d'échange solide/liquide

Avec la fusion du composé  $k$ , la surface totale d'échange entre solide et liquide évolue. Les surfaces d'échange des pastilles solides sont calculées à chaque pas de temps en supposant qu'elles conservent par homothétie leur géométrie initiale (cylindrique pleine pour les pastilles fertiles et cylindriques creuses pour les pastilles fissiles), cf. figure 3.13.

La variation du rayon interne, du rayon externe, de la cote supérieure et de la cote inférieure de la pastille à chaque pas de temps  $\Delta t$  sont égales et valent :

$$\Delta r_k(t) = \frac{\Delta t W_k(t)}{\rho_k(t) L_{fus\ k} \sum_i S_{i,k}(t)} \quad (3.32)$$

L'effondrement de la plaque fertile ainsi décrit dans MACARENa peut se produire plus ou moins tôt selon le transitoire simulé. Les hauts niveaux de flux entre les bains et le TH (de l'ordre du  $MW/m^2$ ) laissent cependant penser que la fin de la phase primaire interviendra avant cet effondrement. Cela reste à confirmer lors d'études de sensibilités.

#### 3.2.6 Evolution de la puissance neutronique

Comme précisé dans le paragraphe 3.1.6, les déplacements de combustible et d'acier liquide pendant la phase primaire ont un impact non négligeable sur la réactivité globale du cœur (phénomène mis en évidence dans [24]). Dans un premier temps, la démarche suivie pour prendre en compte l'impact de ces relocalisations dans MACARENa est la même que celle qui est suivie dans le logiciel de référence SAS-SFR [132], bien que cette démarche ne prenne pas en compte les

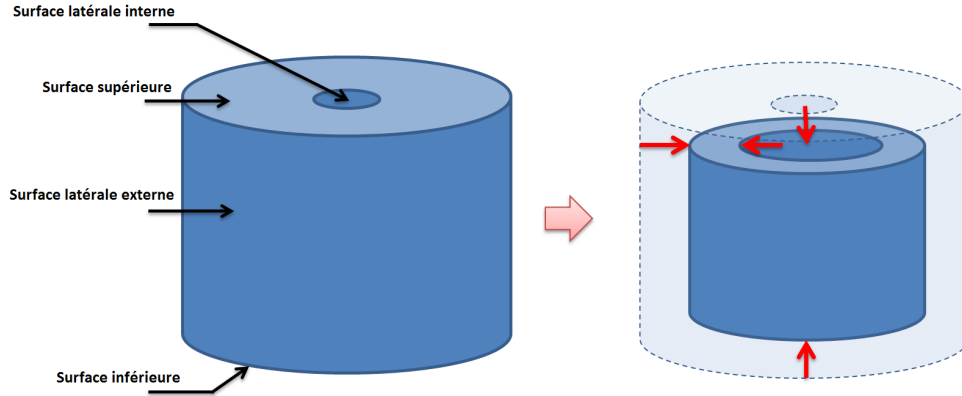


FIGURE 3.13 – Schématisation de l'évolution des surfaces d'échange lors de la fusion des pastilles fissiles (et gaines associées) effondrées dans le bain inférieur

effets couplés de dégradations concomittantes à différents endroits du cœur, et qu'elle se situe à la limite du domaine de validité du modèle de cinétique point.

Pour calculer l'insertion de réactivité liée au déplacement du matériau  $k$  (acier ou combustible) d'une maille à une autre, chaque maille du cœur est caractérisée par un coefficient de contre-réaction  $\alpha_{disp\ k}$ , qui s'exprime en  $pcm/\%$ . La valeur de ce coefficient correspond à l'insertion de réactivité engendrée par la disparition<sup>36</sup> de 1% de la masse du matériau  $k$  dans la maille en question (le reste du cœur étant considéré intact). Soient  $m_k(z_i, t_n)$  la masse du matériau  $k$  dans la maille  $i$  au pas de temps  $n$ , et  $m_k(z_i, t_{n+1})$  la masse au pas de temps  $n + 1$  dans la même maille. La disparition de masse  $\Delta m_k(z_i, t_n)$  (en %), dans la maille  $i$  pendant le pas de temps  $n$  est donnée par :

$$\Delta m_k(z_i, t_n) = 100 \left( \frac{m_k(z_i, t_n) - m_k(z_i, t_{n+1})}{m_k(z_i, t_n)} \right) \quad (3.33)$$

L'insertion de réactivité  $\Delta rho_{disp\ k}$  (en  $pcm$ ) liée à cette variation de masse dans la maille est donnée par :

$$\Delta rho_{disp\ k}(z_i, t_n) = \alpha_{disp\ k}(z_i) \Delta m_k(z_i, t_n) \quad (3.34)$$

L'influence de cette contre-réaction liée aux différentes relocalisations sur la réactivité globale du cœur est traitée de manière analogue à celle des autres contre-réactions, *cf.* paragraphe 2.3.3. Comme pour les autres contre-réactions, les coefficients de contre-réaction  $\alpha_{disp\ k}$  sont issus d'un calcul de cœur réalisé avec le logiciel de neutronique ERANOS [75] *via* l'interface ERANOS-CATHARE [56] (même démarche que dans SAS-SFR *via* l'interface ERANOS-SAS4A [132]).

### 3.2.7 Fin de la phase primaire

L'ensemble des modèles dédiés à cette phase primaire permettent donc non seulement d'évaluer les déplacements de matières fondues dans l'assemblage, de calculer la formation et l'échauffement des bains, mais aussi de déterminer l'évolution temporelle des températures dans les TH. **Le critère de fin des calculs dans MACARENa est l'obtention de la fusion d'un TH**<sup>37</sup>.

36. En valeurs algébriques.

37. La fusion du TH n'est pas modélisée dans l'outil MACARENa qui est dédié à l'étude de la phase primaire de l'accident. Si un calcul doit être prolongé au-delà de ce premier instant de fusion d'un TH, la température du TH dans la maille où il fond est considérée constante et égale à sa température de solidus.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

Ce paragraphe présente la validation des modèles physiques de dégradation élaborés dans le paragraphe 3.2 pour décrire la phase primaire d'un transitoire de perte de débit, jusqu'à la fusion du TH. Après une présentation des données expérimentales existantes dans le paragraphe 3.3.1, la validation est menée sur deux essais de dégradation dans les paragraphes 3.3.2 et 3.3.3.

#### 3.3.1 Présentation des données expérimentales

La complexité des phénomènes de dégradation de l'assemblage lors d'un scénario accidentel caractéristique (perte de débit, bouchage...) a conduit à la réalisation d'un programme expérimental conséquent dans les années 1970 et 1980. Tout d'abord, une série d'essais hors-pile a été réalisée en France pour étudier la phénoménologie de la dégradation d'un assemblage :

- les essais PELUR [97], réalisés avec des matériaux simulants en géométrie monocanal et en faisceau d'aiguilles ;
- les essais CEFUS de fusion de gaines en acier sur la boucle d'essais en sodium CESAR [81], en géométrie monocanal ;
- l'essai GR19-BP [52], réalisé en sodium et avec des gaines en acier en géométrie faisceau de 19 aiguilles.

A ces essais hors-pile s'ajoutent plusieurs séries d'expériences réalisées en pile. Ces dernières présentent l'avantage d'être plus représentatives du cas réacteur, en termes d'évolution du flux neutronique et de présence de combustible réel notamment. En France, ces expériences en pile ont été effectuées dans les réacteurs CABRI et SCARABEE. Les essais suivants ont été réalisés :

- les essais SCARABEE-BE+<sup>38</sup> relatifs au BTI en faisceau d'aiguilles [89] ;
- les essais SCARABEE-APL<sup>39</sup> relatifs au LOF en faisceau d'aiguilles [89] ;
- les essais CABRI B1, BI1, BG1, BH1 relatifs aux LOF en géométrie monocanal [102] ;
- l'essai CABRI BTI, relatif au BTI avec combustible irradié, en géométrie monocanal [133].

D'autres programmes expérimentaux ont été effectués à l'étranger, dans les réacteurs TREAT et ETR (USA) par exemple (références bibliographiques regroupées dans [134]), mais leur représentativité limitée n'a pas permis d'apporter d'enseignements utilisables dans le cadre de cette thèse quant à la phénoménologie de dégradation des assemblages.

A la différence des essais CABRI, les expériences en pile SCARABEE sont réalisées sur un faisceau d'aiguilles : elles se rapprochent davantage des conditions d'assemblage du cœur CFV qui est étudié dans le cadre de cette thèse (bien que les aiguilles soient homogènes dans l'expérience et pas dans le concept CFV). Ce sont donc des expériences issues de ces séries d'essais SCARABEE-APL et SCARABEE-BE+ qui sont choisies pour valider les modèles de dégradation de l'outil analytique.

#### 3.3.2 Validation sur l'expérience SCARABEE-APL3

Parmi la série d'essais SCARABEE-APL, l'expérience APL3 décrite ci-après est celle qui regroupe le plus de données en matière de dégradation d'assemblage. Par ailleurs, cette expérience a déjà servi de support pour la validation de plusieurs logiciels (SIMMER [88,135], SABRE [136], SURFASS [85]), ce qui devrait faciliter son interprétation. C'est pour ces raisons que l'essai SCARABEE-APL3 a été retenu pour la validation de l'outil MACARENa.

---

38. BE pour Bouchage Externe.

39. APL pour Arrêt de Pompe Lent.

#### Présentation de la section d'essai

La géométrie de l'assemblage utilisé dans la section d'essai est présentée en figure 3.14. L'assemblage utilisé comporte 37 aiguilles. Chacune d'elle est axialement composée des zones suivantes (voir glossaire pour la définition des acronymes) :

- un VEI de 120 mm ;
- une CAI de 100 mm ;
- une colonne fissile de 600 mm ;
- une CAS de 100 mm ;
- un VES de 470 mm.

Chaque aiguille, de diamètre 7.36 mm, est entourée d'un fil espaceur de diamètre 1.2 mm. Le faisceau d'aiguilles est refroidi par un écoulement ascendant de sodium que l'on peut décrire par sept sous-canaux caractéristiques, comme illustré sur la figure 3.14. Le sous-canal n° 1 est le plus central tandis que les 6 et 7 sont situés en périphérie. Ce faisceau d'aiguilles est installé dans un TH qui est isolé thermiquement de l'extérieur<sup>40</sup>. Pour plus de détails quant à la géométrie de cette section d'essai, le lecteur pourra se référer au compte-rendu préliminaire de l'essai [82].

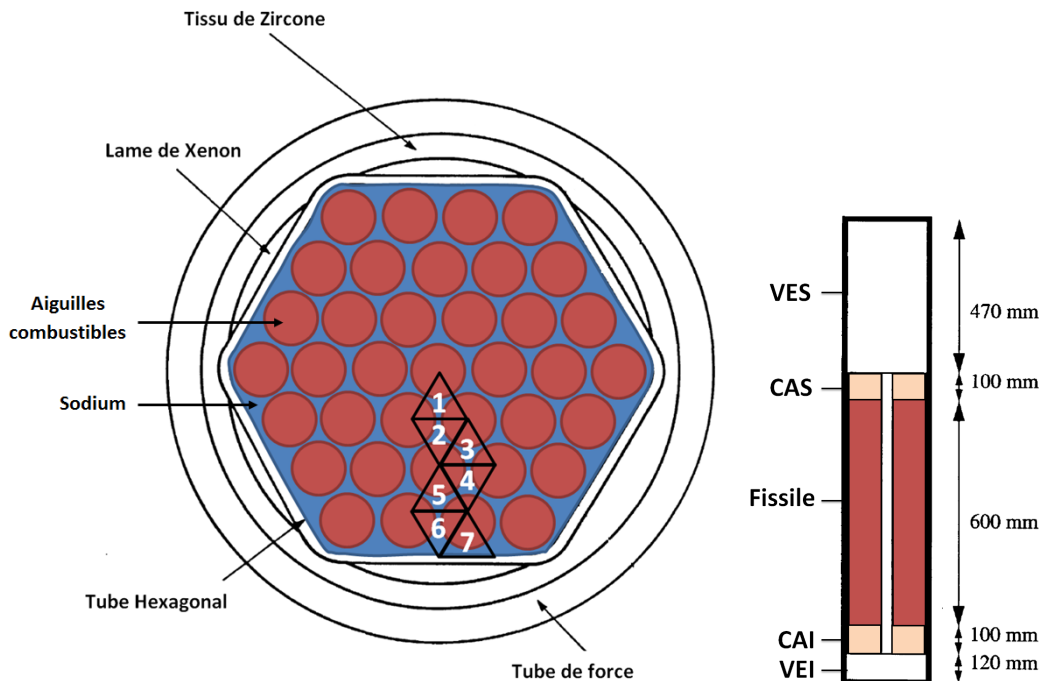


FIGURE 3.14 – Expérience SCARABEE-APL3 : coupe radiale schématique de la section d'essai au niveau du faisceau d'aiguilles (gauche) et coupe axiale d'une des 37 aiguilles de l'assemblage (droite)

#### Hypothèses de calcul

Pour simuler l'essai SCARABEE-APL3 avec MACARENa, les hypothèses suivantes (conformes aux observations expérimentales [82] et déjà prises en compte pour la validation d'autres logiciels [85, 88, 135, 136]) sont considérées :

40. Par une lame de Xenon gazeux et un tissu de Zircone.



### 3 Modélisation de la phase primaire

- les fuites thermiques à travers le TH sont négligeables (hypothèse justifiée par l’isolation thermique du TH) ;
- la température d’entrée du sodium pendant le transitoire est constante ;
- la puissance délivrée dans l’assemblage pendant le transitoire est constante ;
- la pression en sortie d’assemblage est constante.

Dans la suite, les résultats expérimentaux considérés pour cet essai SCARABEE-APL3 sont issus des références [82, 85, 88, 135, 136]. Le début de la réduction de débit est pris comme origine des temps  $t = 0$  s. Le plan médian fissile est pris comme origine de l’axe vertical  $z = 0$  mm.

#### Validation au régime permanent initial

Le régime permanent initial est caractérisé par un débit dans l’assemblage de  $2.13$  kg/s et par une puissance totale délivrée dans le combustible de  $442$  kW<sup>41</sup>. Le profil axial de puissance délivrée dans les aiguilles est cosinusoidal. Dans ces conditions, le sodium, qui entre dans l’assemblage à une température de  $723$  K, sort de la section d’essai à une température proche de  $890$  K. En sortie de colonne fissile ( $z = +300$  mm), l’écart entre la température du sodium dans le sous-canal central et les sous-canaux périphériques est d’une cinquantaine de degrés.

Les distributions axiales de température du sodium dans l’expérience et la simulation sont comparées à  $t = 0$  s en figure 3.15. Il ressort une très bonne concordance entre les mesures de l’essai et MACARENa. La température calculée à chaque cote  $z$  est en effet comprise entre la température mesurée dans les sous-canaux centraux et périphériques. La même opération est réalisée avec la distribution axiale des températures dans la gaine en figure 3.16. Encore une fois, les résultats de l’expérience et de la simulation sont très proches et confirment la bonne simulation, par MACARENa, du régime permanent précédant la perte de débit.

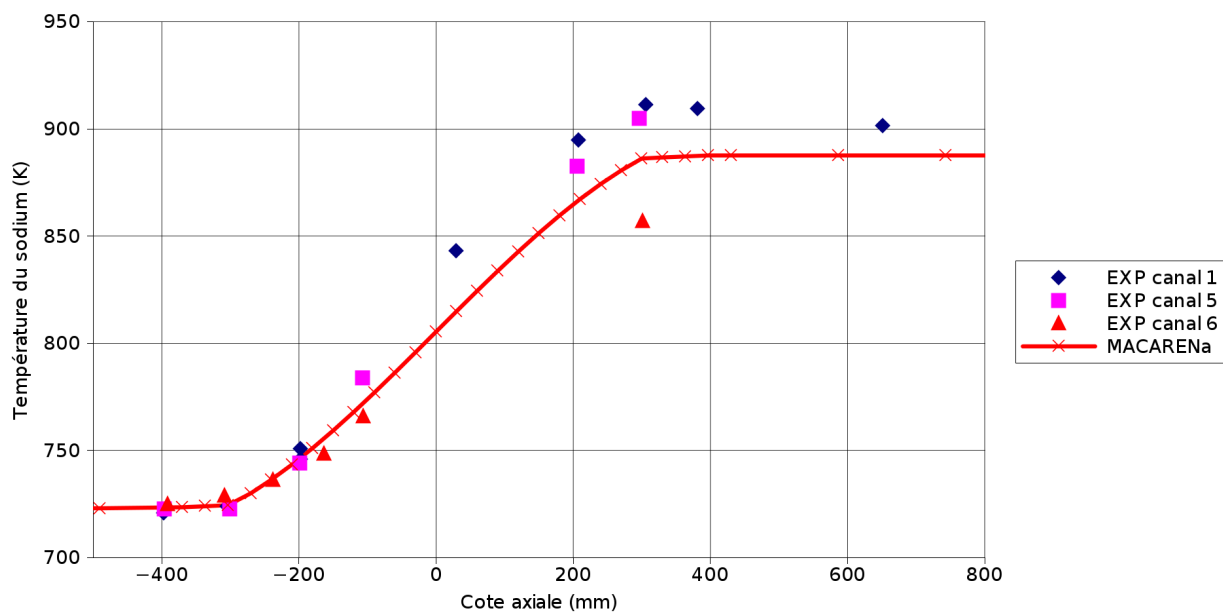


FIGURE 3.15 – Distributions axiales de température dans le sodium à  $t = 0$  s dans l’expérience (description des canaux sur la figure 3.14) et la simulation MACARENa

41. Se répartissant ainsi :  $434$  kW dans la colonne fissile et  $8$  kW dans les zones fertiles.

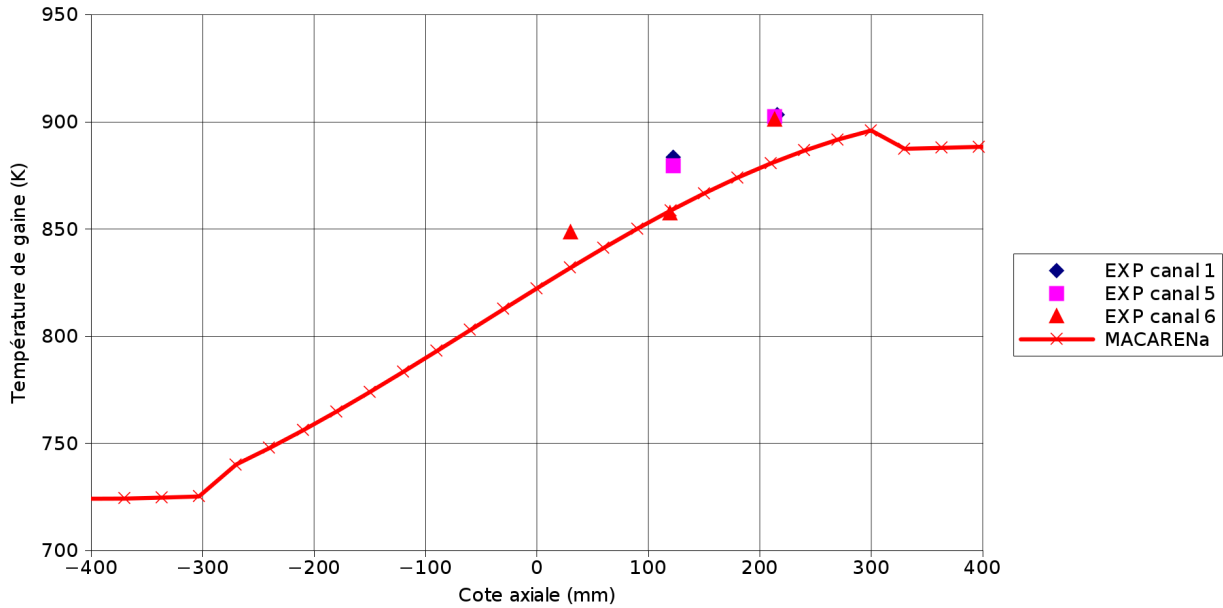


FIGURE 3.16 – Distributions axiales de température dans la gaine à  $t = 0 s$  dans l'expérience (description des canaux sur la figure 3.14) et la simulation MACARENa

#### Validation du transitoire avant dégradation

A  $t = 0 s$ , une perte de débit caractérisée par un temps de demi-débit de  $18 s$  est amorcée dans la section d'essai. Ce transitoire est modélisé dans MACARENa par la loi de décroissance de la perte de charge liée à la pompe donnée en équation 2.1. Dans cette loi, ce même temps de demi-débit  $\tau_{1/2} = 18 s$  est considéré.

##### Evolution temporelle du débit :

Les comportements observés dans la section d'essai et dans la simulation MACARENa concernant la décroissance de débit sont très proches (*cf.* figure 3.17). Dans les deux cas :

- une excursion de débit débute pour un débit d'environ 30 % du débit nominal, à  $t = 49 s$  dans l'expérience et à  $t = 50 s$  dans la simulation ;
- cette excursion de débit dure  $9 s$  dans l'expérience et  $8 s$  dans la simulation.

Les oscillations observées dans les relevés expérimentaux entre 40 et 48 s sont caractéristiques de l'ébullition locale initiale. Ce phénomène est un effet 2D lié à la distribution radiale de température dans le sodium de l'assemblage. Il ne peut par conséquent pas être reproduit par une modélisation 1D de l'écoulement comme c'est le cas dans MACARENa. Cette ébullition locale n'a pas d'effet sur la perte de charge globale, ni sur le débit global traversant l'assemblage, et n'a donc pas d'impact sur la stabilité de l'écoulement et la suite du transitoire [31].

##### Echauffement du sodium :

La cohérence de l'évolution du débit et des transferts thermiques calculés par MACARENa avec l'expérience est confirmée par l'évolution temporelle de la température du sodium en sortie de colonne fissile. L'échauffement du sodium dans la simulation à cette cote ( $z = +300 mm$ ), illustré en figure 3.18, est en effet très proche de celui qui a été mesuré expérimentalement dans les différents sous-canaux. La température du sodium calculée est comprise à chaque instant entre les températures expérimentales du sodium dans les sous-canaux extrêmes.

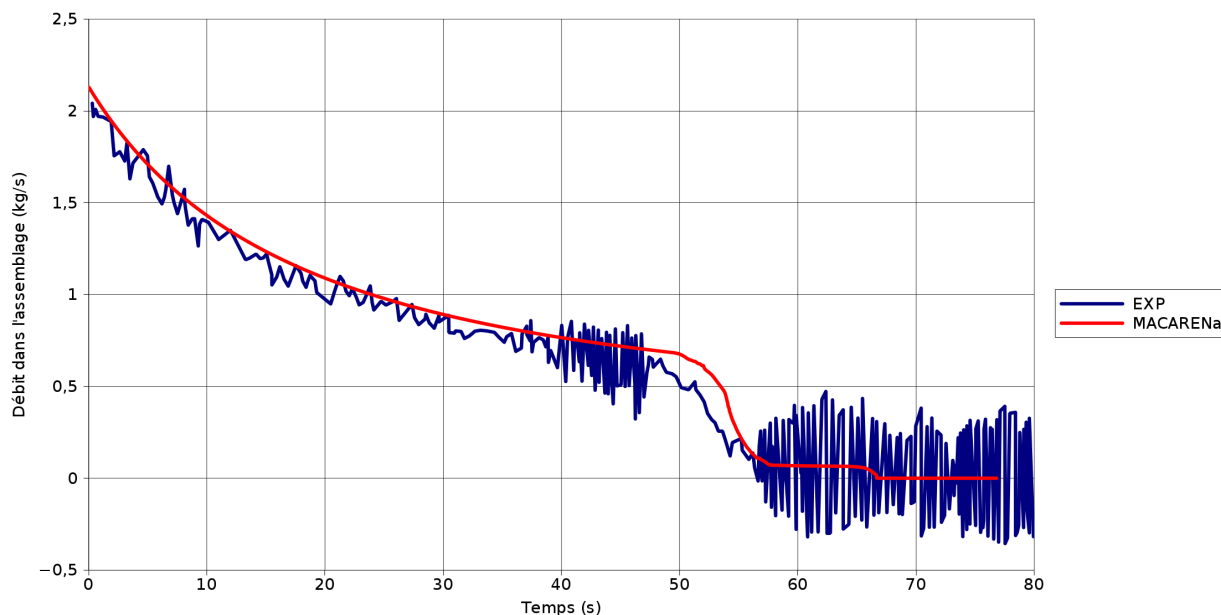


FIGURE 3.17 – Evolution temporelle du débit dans l'assemblage dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans sa simulation avec MACARENa

#### Ebullition :

Les évolutions temporelles des fronts d'ébullition dans l'expérience et dans la simulation sont présentées en figure 3.19.

Dans l'expérience, l'ébullition du sodium est apparue en premier lieu à l'instant  $t = 34\text{ s}$  dans le canal central, à la cote  $+300\text{ mm}$ . Cette ébullition se propage au canal périphérique en 15 s (pendant cet intervalle de temps, l'ébullition est locale). Suite à la généralisation de l'ébullition à l'ensemble de la section de passage du sodium (à  $t = 48\text{ s}$ ), l'instabilité de débit est observée et la progression axiale de la zone diphasique se fait très rapidement, en particulier vers le haut de l'assemblage (zone quasi-isotherme après le transitoire de débit) et plus lentement vers le bas, dans le faisceau d'aiguilles.

Dans la simulation MACARENa, l'ébullition débute à  $t = 49\text{ s}$  et à  $z = +300\text{ mm}$ . Ce résultat est très proche de ce qui a été observé dans le canal périphérique, c'est-à-dire lorsque l'ébullition s'est généralisée<sup>42</sup>. Les vitesses de propagation des fronts d'ébullition vers le haut ou vers le bas (figure 3.19) sont par ailleurs très proches de celles qui ont été observées expérimentalement.

#### Assèchement :

Les évolutions temporelles des fronts d'assèchement dans l'expérience et dans la simulation sont présentées en figure 3.20<sup>43</sup>.

L'assèchement des gaines est observé en premier lieu à l'instant  $t = 54,5\text{ s}$  dans le canal central, à la cote  $+300\text{ mm}$ . Alors qu'il a fallu plus de 15 s pour que l'ébullition se propage radialement dans la section d'essai, il faut moins de 5 s pour que le front d'assèchement fasse de même. A cet

42. On rappelle que l'outil MACARENa est un outil 1D et ne peut par conséquent pas simuler l'ébullition locale qui est apparue dès  $t = 34\text{ s}$  expérimentalement.

43. On rappelle que le titre à l'assèchement est fixé à 0.8 dans la simulation MACARENa. Il a été évalué à 0.9 pour l'essai GR19-I à  $5\text{ kW/aig}$  [32], à 0.5 pour l'essai GR19-I à  $3\text{ kW/aig}$  [32], et à 0.8 avec la corrélation de Rey [50] dans ces conditions d'essai GR19-I à  $5\text{ kW/aig}$  [51].

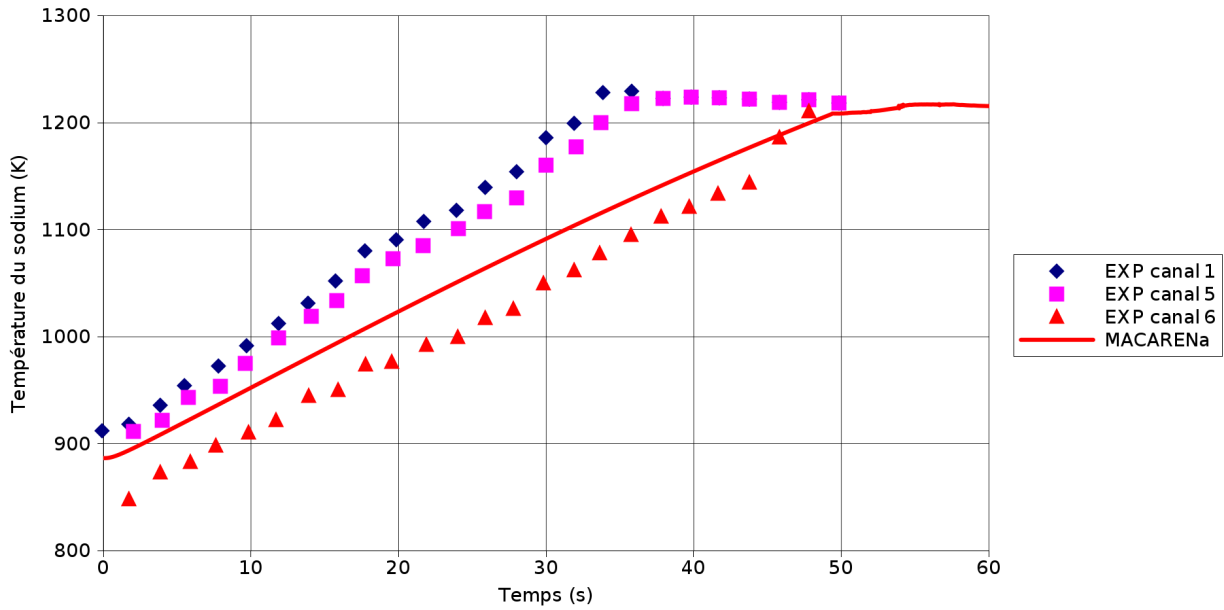


FIGURE 3.18 – Evolution temporelle de la température du sodium en sortie de zone fissile dans l'expérience SCARABEE-APL3 (description des canaux sur la figure 3.14) et dans la simulation MACARENa

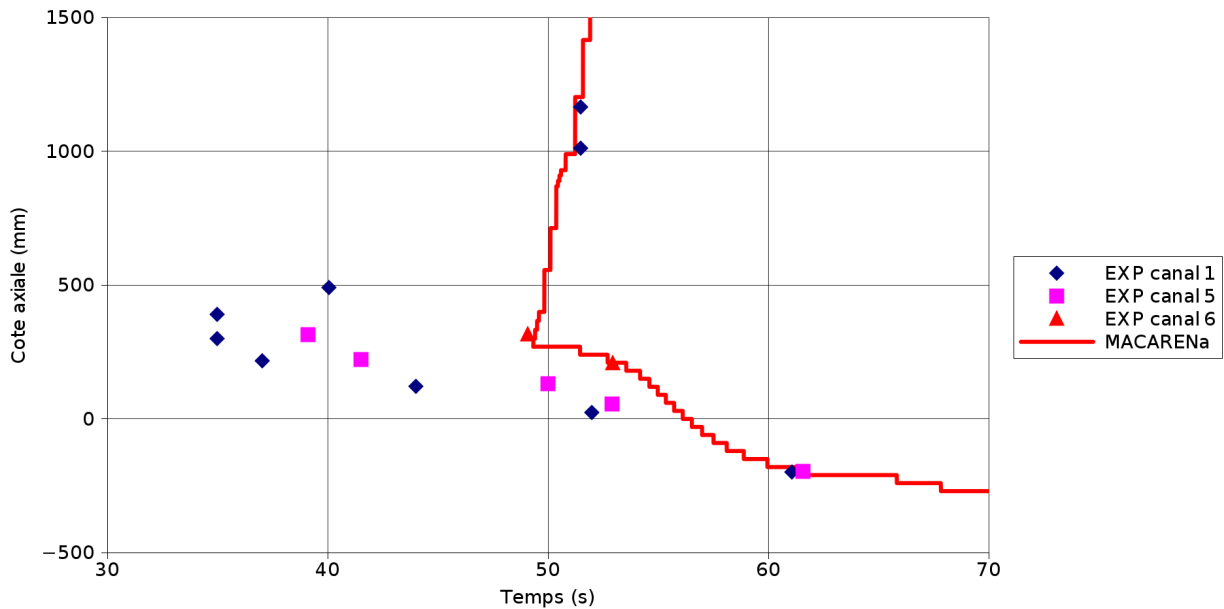


FIGURE 3.19 – Evolution temporelle des fronts d'ébullition dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans la simulation avec MACARENa

### 3 Modélisation de la phase primaire

instant du transitoire, le gradient radial de température entre les sous-canaux s'amenuise donc considérablement.

Le premier assèchement est calculé dans la simulation à l'instant  $t = 57.5 s$  et à la cote  $z = +300 mm$ , soit entre l'instant auquel il a été observé dans le sous-canal central et le sous-canal périphérique. La cinétique de progression des fronts d'assèchement dans le faisceau d'aiguilles est aussi très similaire à celle de l'essai.

NB : la progression du front d'assèchement dans la simulation MACARENa s'accélère brusquement après  $t = 65 s$ . Cela est lié au bouchage de l'assemblage par l'acier relocalisé, comme expliqué dans la suite.

Conformément aux bons résultats de la validation des modèles de thermohydraulique de MACARENa sur les essais GR19 (paragraphe 2.4), ces premières comparaisons avec les expériences SCARABEE-APL3 montrent donc une très bonne concordance entre la simulation et l'expérience sur cette partie du transitoire régie par la thermohydraulique du sodium et les transferts thermiques dans les aiguilles. La validation des modèles de dégradation proprement dite est traitée dans le paragraphe suivant.

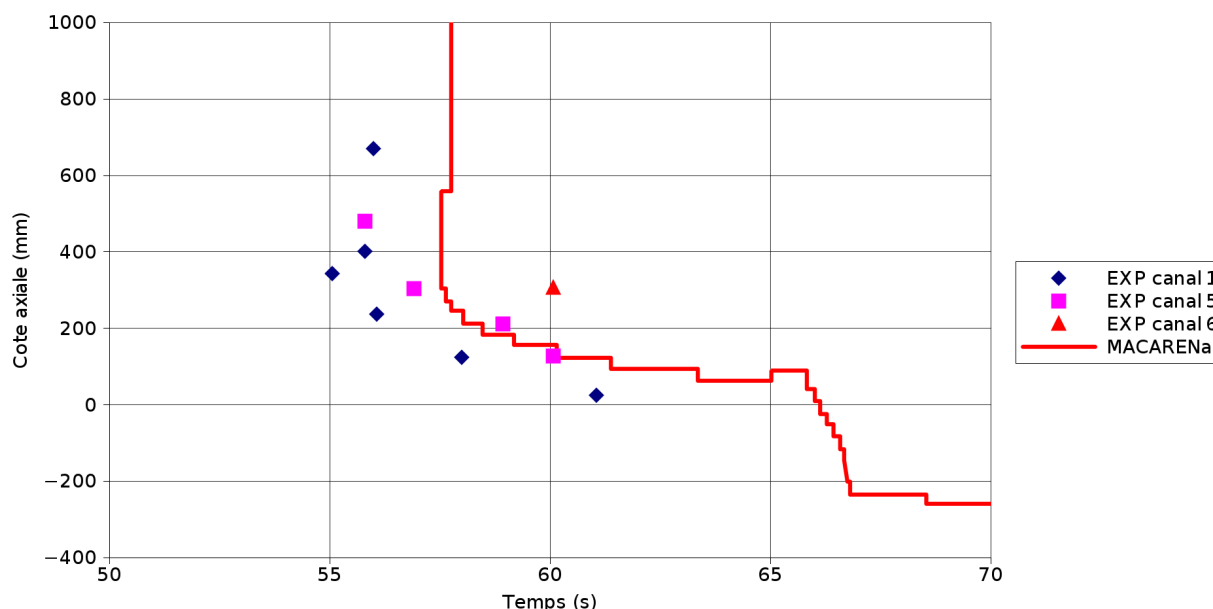


FIGURE 3.20 – Evolution temporelle des fronts d'assèchement dans l'expérience SCARABEE-APL3 et la simulation avec MACARENa

#### Validation du transitoire avec dégradation de l'assemblage

##### *Fusion de l'acier de gaines :*

Les évolutions temporelles des fronts de fusion des gaines dans l'expérience et dans la simulation sont présentées en figure 3.21.

Expérimentalement, la première fusion de gaine a été détectée au bout de  $62 s$ . Cet événement ne se produit pas au sommet de la colonne fissile, comme c'était le cas pour l'ébullition ou l'assèchement, mais à environ  $10 cm$  en-dessous de son extrémité haute (du fait du profil de puissance cosinusoidal). La première fusion de gaine dans le canal périphérique s'est produite  $6 s$  plus tard.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

Dans la simulation, la première atteinte de la température de solidus de l'acier intervient légèrement en-dessous du sommet de la colonne fissile aussi, légèrement plus tôt que dans l'expérience (à  $t = 61$  s). Cet écart est faible au vu des incertitudes en jeu. Le front de liquidus suit ensuite la même évolution que le front de solidus avec un retard de l'ordre de 3 s. L'accélération de la progression des fronts de solidus et de liquidus de l'acier à partir de  $t = 67$  s est liée à la formation d'un bouchon au sommet de la colonne fissile (*cf.* paragraphe suivant). Cette même accélération se devine au cours de l'essai au vu des relevés expérimentaux des sous-canaux 1 et 5 notamment.

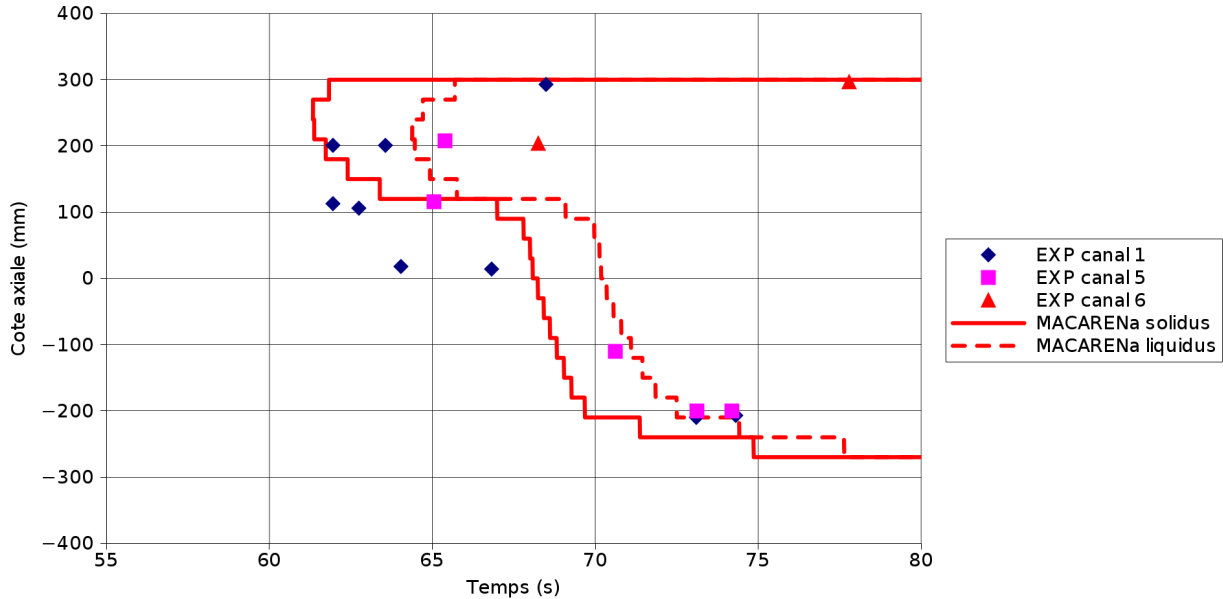


FIGURE 3.21 – Evolution temporelle des fronts de fusion des gaines dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans sa simulation avec MACARENa

#### Formation de bouchons :

Les coupes post-mortem de la section d'essai attestent de la formation d'un bouchon partiel dans la zone fertile supérieure [85]. Ce bouchon obstrue partiellement la section de passage du sodium dans cette zone. Peu d'éléments existent cependant pour connaître l'instant réel de formation de ce bouchon pendant le transitoire. Les résultats expérimentaux montrent que le débit de sodium devient nul en moyenne dès  $t = 69$  s (soit 6 s après le premier instant de fusion). Dans les travaux de référence [82, 85, 88, 135, 136], cet instant est considéré comme la fin de la croissance du bouchon supérieur.

La formation d'un bouchon supérieur pendant le transitoire est aussi calculée par MACARENa. Dans la simulation, l'annulation du débit dans l'assemblage intervient à  $t = 66$  s (*cf.* figure 3.17), soit 5 s après le premier instant de fusion des gaines, ce qui est du même ordre de grandeur que dans l'expérience.

Les conséquences directes de la formation de ce bouchon supérieur sont, dans l'expérience comme dans la simulation :

- l'accélération de la progression des fronts d'assèchement puis de fusion des gaines vers le bas de l'assemblage, visibles dans la simulation comme dans l'expérience sur la figure 3.21.
- l'accumulation d'acier au front de solidus inférieur par coulées gravitaires successives : dans l'expérience, l'acier liquide atteint la cote  $-110$  mm à  $t = 71$  s puis la cote  $-200$  mm à

### 3 Modélisation de la phase primaire

---

$t = 73 s$ . L'acier liquide est alors présent dans tous les canaux et forme un bouchon inférieur étanche [85]. Les résultats fournis par MACARENa sont de nouveau en bon accord avec ces observations puisque le front de solidus de l'acier se stabilise en-dessous de la cote  $-200 mm$  après  $t = 73 s$ .

#### Perte d'intégrité du TH :

Les évolutions temporelles des fronts de fusion du TH dans l'expérience et dans la simulation sont présentées sur la figure 3.22<sup>44</sup>.

Expérimentalement, un échauffement important du TH débute à partir de  $t = 70 s$ . Cet échauffement est directement corrélé à l'apparition d'un bain d'acier liquide en bas de l'assemblage, contre les parois du TH [85]. La première perte d'intégrité du TH a été observée peu après (autour de  $72 s$ ) à la cote  $+120 mm$  et résulterait d'une rupture mécanique<sup>45</sup>. Au bout de  $74.5 s$ , la fusion du TH débute en-dessous du plan médian, au niveau du bain d'acier liquide. Cinq secondes plus tard ( $t = 80 s$ ), cette fusion est suffisamment avancée pour que les premières matières fondues se propagent en dehors de l'assemblage. Au bout de  $84 s$ , la chute des barres de contrôle arrête l'expérience.

Dans la simulation MACARENa, la fusion du TH débute à  $t = 73.3 s$ , soit  $1.2 s$  seulement avant ce qui a été observé dans l'expérience. Comme dans l'essai, ce début de fusion est lié à la présence d'un bain d'acier liquide contre les parois du TH. Cela est mis en évidence sur la figure 3.23. Cette figure illustre l'évolution temporelle de la température du TH à la cote où sa température atteint sa température de solidus en premier dans la simulation, soit  $z = -80 mm$ . L'échauffement que l'on peut observer à partir de  $71 s$ <sup>46</sup> est bien corrélé à l'apparition d'un bain d'acier dans la même maille axiale. La cinétique de progression vers le bas du front de solidus du TH est de nouveau proche de celle qui a été observée durant l'essai, cf. figure 3.22.

#### Fusion du combustible :

Les coupes post-mortem attestent de la présence de combustible fondu au niveau du bain fondu à la fin de l'essai [85]. Elles ne permettent cependant pas de conclure sur le mode de relocalisation (par effondrement des pastilles solides dans le bain, ou par fusion du combustible puis coulées gravitaires). Selon la référence [83], la fusion du combustible aurait débuté au bout de  $77 s$ . MACARENa calcule ce changement d'état entre  $74 s$  (atteinte de l'enthalpie de solidus) et  $81 s$  (atteinte de l'enthalpie de liquidus) à la cote  $+200 mm$ . Ces résultats sont donc en bon accord avec les interprétations expérimentales.

La figure 3.24<sup>47</sup> illustre finalement la formation et l'évolution des bains fondus d'acier et de combustible pendant le transitoire simulé avec MACARENa. Elle souligne notamment que, conformément à l'expérience, il n'y a pas de combustible fondu dans la section d'essai au premier instant de fusion du TH. Cela est aussi visible sur la figure 3.25 qui synthétise la progression des différents fronts caractéristiques au cours du transitoire simulé. Ces résultats confirment aussi que la présence d'un bain d'acier liquide en bas de la zone fissile accélère la fusion du TH dans cette zone tandis qu'elle y ralentit la fusion du combustible. Cela explique qu'à la fin du transitoire,

---

44. On rappelle que la fusion du TH n'est pas modélisée dans l'outil MACARENa qui est dédié à l'étude de la phase primaire de l'accident. Dès que la température du TH dans une maille atteint sa température de solidus, sa température est considérée constante et le changement de phase solide-liquide n'est pas calculé.

45. Cet événement ne peut par conséquent pas être reproduit avec MACARENa.

46. Avant cet instant, la température du TH est environ égale à la température de saturation du sodium.

47. La légende de cette figure fait référence à la définition des différents types de bains fondus présentée en figure 3.9.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

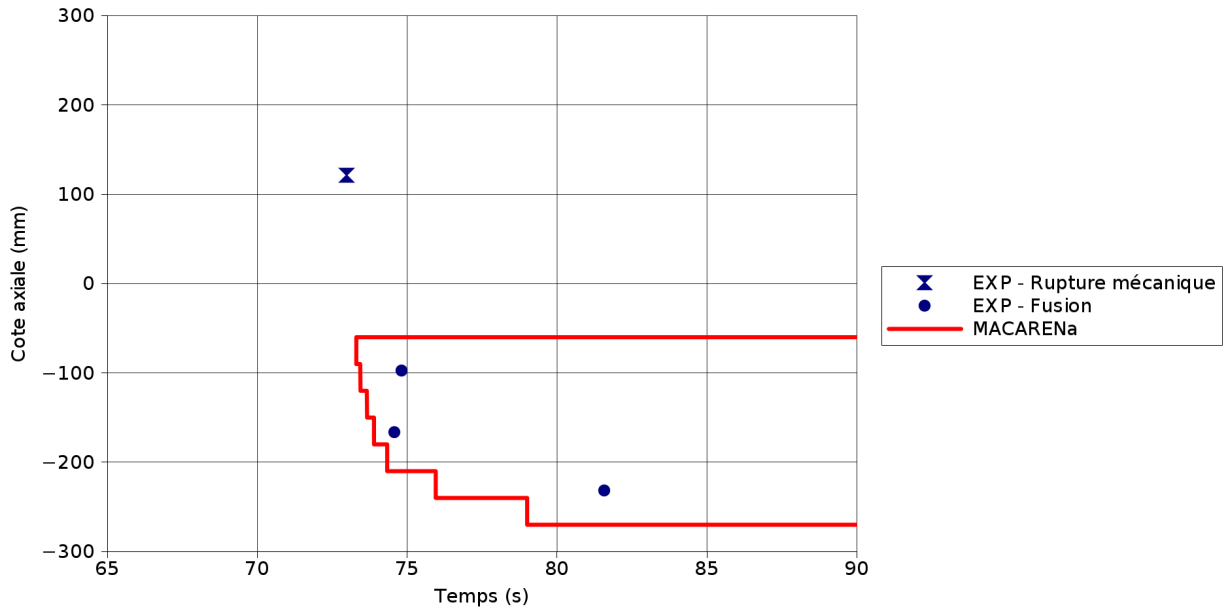


FIGURE 3.22 – Evolution temporelle des fronts de fusion du TH dans l'expérience SCARABEE-APL3 et dans la simulation avec MACARENa

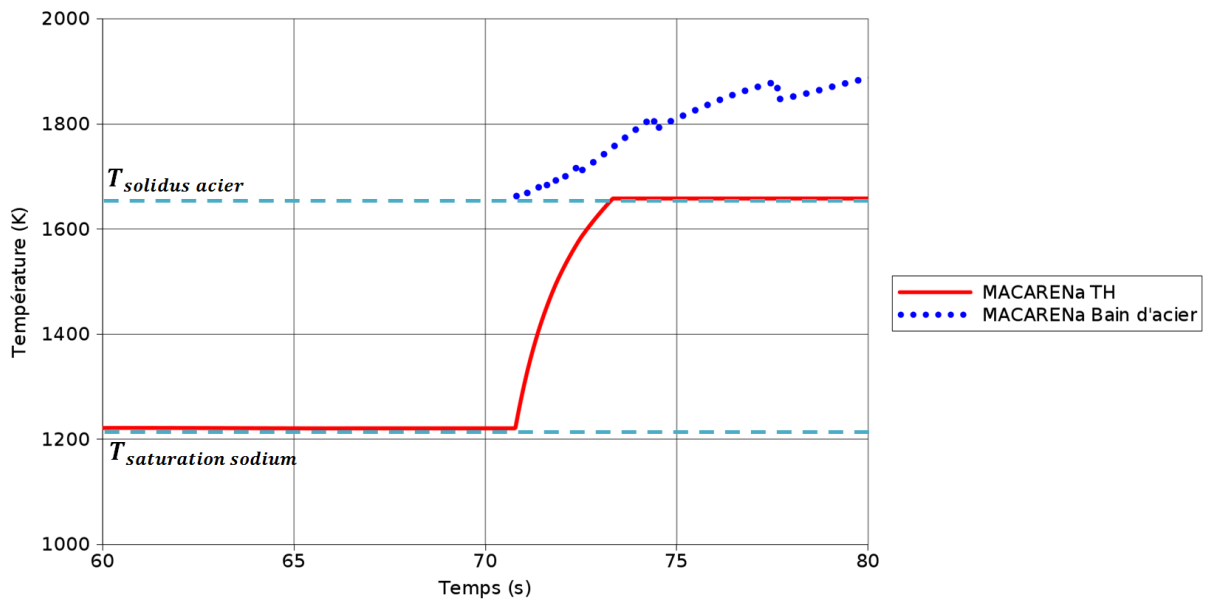


FIGURE 3.23 – Evolution temporelle de la température du TH à la cote  $z = -80\text{ mm}$  et de la température du bain d'acier dans cette même maille dans la simulation MACARENa



### 3 Modélisation de la phase primaire

les bains d'acier et de combustible sont encore séparés, conformément à ce qui est décrit dans le paragraphe 3.1.

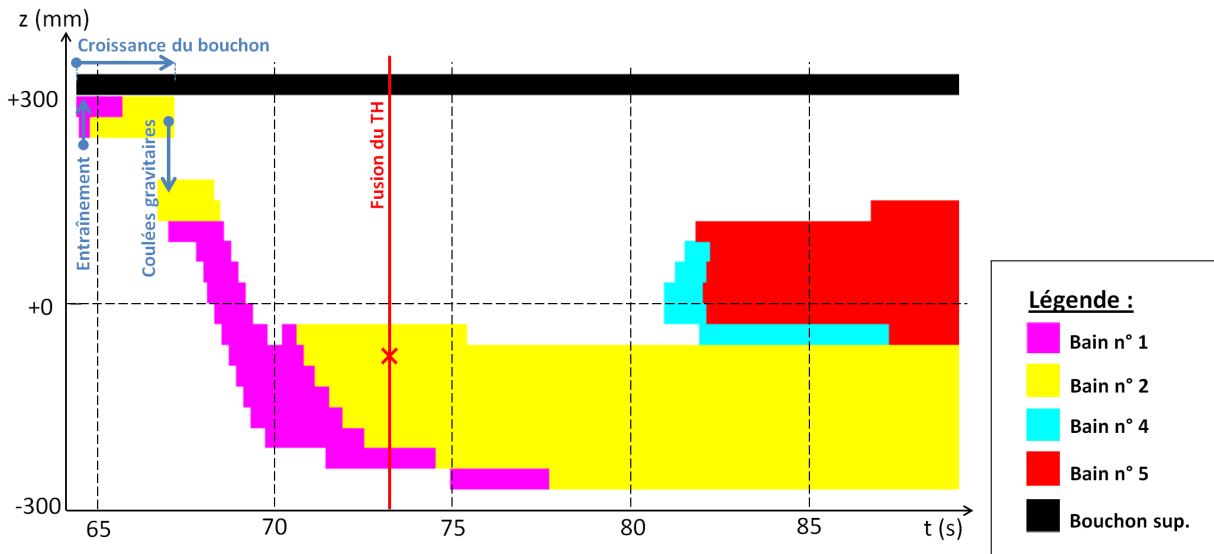


FIGURE 3.24 – Formation et évolution des bains fondus durant l'essai SCARABEE-APL3 simulé avec MACARENa

#### Synthèse de la validation sur SCARABEE-APL3

Le tableau 3.1 résume les principaux événements qui se sont déroulés pendant l'essai, ainsi que les instants et endroits auxquels ils ont été observés dans l'expérience et calculés avec différents logiciels :

- MACARENa ;
- SURFASS [85] ;
- SIMMER-III (simulation en 1D) [88].

Le logiciel SIMMER-III calcule un assèchement anticipé des aiguilles, ce qui a pour conséquence une fusion précoce de l'acier de gaine. Aucun bouchon supérieur n'est par ailleurs calculé dans cette simulation. Ce bouchon est par contre bien prédit par SURFASS, mais trop tard vis-à-vis de l'essai, ce qui a pour conséquence une formation de bain fondu tardive, et une fusion du TH 4 s plus tard que celle qui a été observée. Vis-à-vis de ces simulations, la séquence d'événements calculée par MACARENa est proche de celle qui a été observée, en termes d'instantanés comme de localisations. Ce travail de validation confirme donc la capacité de MACARENa à modéliser un transitoire de perte de débit jusqu'à la fusion du TH.

L'essai SCARABEE-APL3 est un transitoire lent, caractérisé par un temps de demi-débit d'une vingtaine de secondes. On cherche désormais à étendre le domaine de validité de l'outil MACARENa à des transitoires de dégradation plus rapides ; ce travail fait l'objet du paragraphe 3.3.3.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

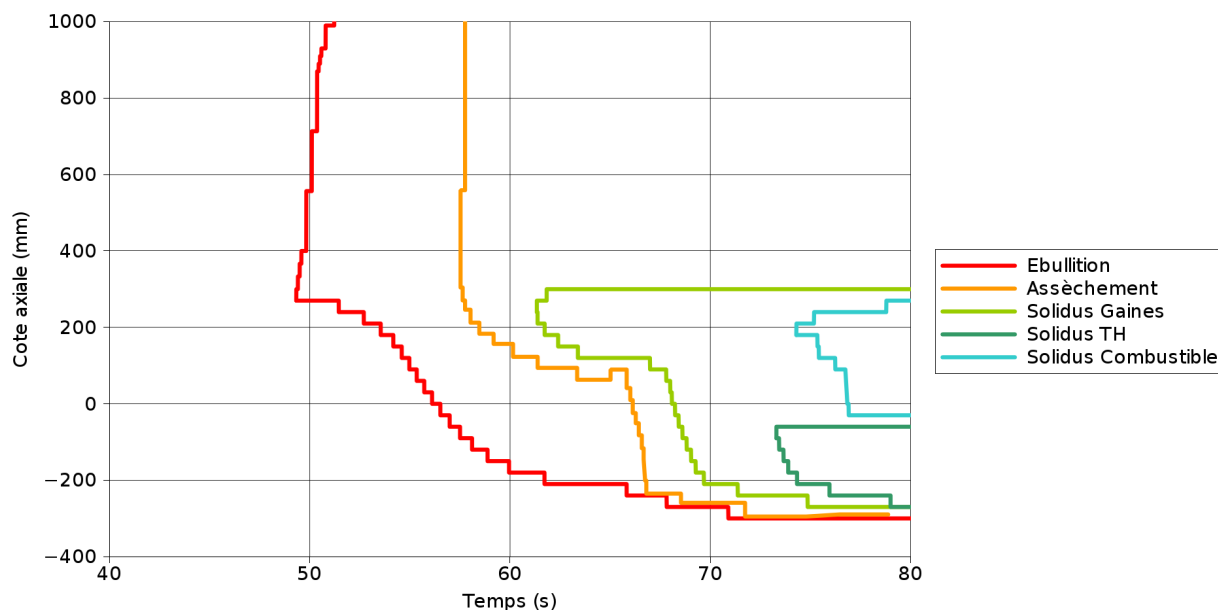


FIGURE 3.25 – Evolutions temporelles des fronts caractéristiques de l'essai SCARABEE-APL3 simulé avec MACARENa

Événement	Expérience		SURFASS		SIMMER		MACARENa	
	Instant (s)	Côte (mm)	Instant (s)	Côte (mm)	Instant (s)	Côte (mm)	Instant (s)	Côte (mm)
Ébullition locale	34	300	-	-	-	-	-	-
Ébullition généralisée	48	300	36	300	47	300	49	300
Assèchement local des gaines	54.5	300	-	-	-	-	-	-
Assèchement généralisé	60		53	300	50	300	57.5	300
Fusion des gaines	62	210	59	130	58	0	61 (sol.) 64 (liq.)	220
Fin de la formation d'un bouchon supérieur	69	300	80	360	-	-	66	300
Rupture mécanique du TH	72	120	-	-	-	-	-	-
Fusion du TH	74.5	-170	78	225	72	?	73.3 (sol.)	-80
Fusion du combustible	77	-	-	-	81	?	74 (sol.) 81 (liq.)	200

TABLEAU 3.1 – Synthèse des événements se déroulant lors de l'essai SCARABEE-APL3 et lors de sa simulation avec MACARENa, SURFASS et SIMMER-III. sol. pour solidus et liq. pour liquidus

#### 3.3.3 Validation sur l'expérience SCARABEE-BE+3

Parmi les essais de dégradation en transitoires rapides, les expériences SCARABEE-BE+ sont privilégiées pour leur bonne représentativité du cas réacteur<sup>48</sup>. Par rapport aux sections d'essai BE+1 et BE+2 qui ne comprennent que 19 aiguilles, l'assemblage utilisé pour l'expérience BE+3 comporte un total de 37 aiguilles. Cet essai SCARABEE-BE+3, qui est retenu pour ce second travail de validation, permet par ailleurs d'étendre le domaine d'intérêt de MACARENa à la simulation de transitoires de type bouchages d'assemblages.

#### Présentation de la section d'essai

L'objectif de l'essai BE3+ est de simuler un accident de type BTI en pied d'assemblage, à pleine puissance, sur une grappe de 37 aiguilles. Le faisceau d'aiguilles de la section d'essai est identique à celui de l'expérience SCARABEE-APL3 (cf. paragraphe 3.3.2). Ce faisceau est par contre entouré dans l'essai BE+3 de plusieurs TH successifs<sup>49</sup> :

- un premier TH d'une épaisseur d' 1 mm seulement ;
- un second TH d'une épaisseur de 5.5 mm et isolé du premier TH par une lame d'Argon ;
- un troisième TH d'une épaisseur d' 1 mm et séparé du deuxième par un écoulement de sodium.

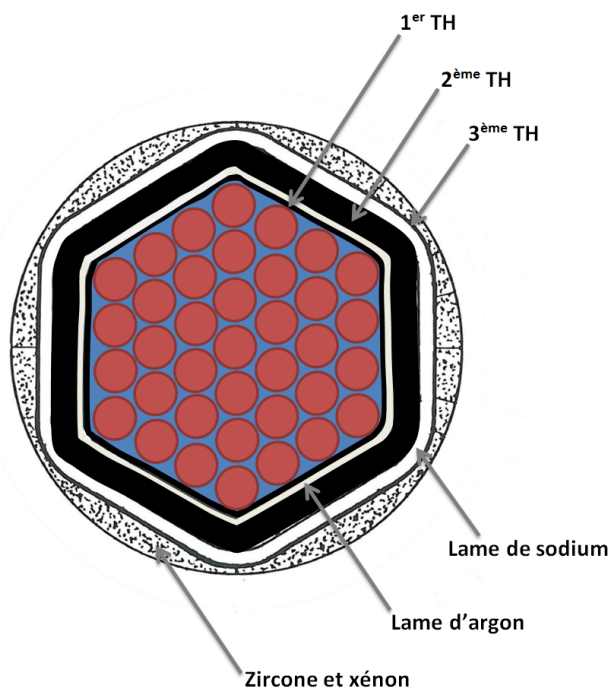


FIGURE 3.26 – Coupe radiale schématique de la section d'essai SCARABEE-BE+3 au niveau du faisceau d'aiguilles

Pour plus de détails sur la géométrie de cette section d'essai, le lecteur pourra se référer à la référence [137].

48. Ces essais sont réalisés en pile et sur une géométrie en faisceau d'aiguilles, contrairement aux essais réalisés dans l'installation CABRI, qui ont été réalisés en géométrie monocanal.

49. La coulée de matériaux fondus entre les TH n'étant pas étudiée dans le cadre de cette thèse, le domaine de modélisation de MACARENa ne comprend pas le deuxième ni le troisième TH.

#### Hypothèses de calcul

Dans la suite, les résultats expérimentaux de cet essai SCARABEE-BE+3 sont issus des références [109, 137, 138]. Les hypothèses suivantes, déjà réalisées pour la simulation de l'essai SCARABEE-APL3, sont de nouveau retenues :

- température du sodium en entrée d'assemblage constante ;
- puissance totale déposée dans le combustible constante ;
- pression en sortie d'assemblage constante.

Le même maillage est considéré. Comme expliqué dans le paragraphe 'Validation du régime permanent initial', les fuites thermiques à travers le TH sont par contre prises en compte puisque, contrairement à l'essai SCARABEE-APL3, le premier TH n'est pas isolé thermiquement de l'extérieur.

L'instant de bouchage de l'assemblage est pris comme origine des temps  $t = 0 s$ . Le plan médian fissile est de nouveau pris comme origine de l'axe vertical  $z = 0 mm$ .

#### Validation au régime permanent initial

La puissance totale déposée dans les aiguilles de la section d'essai est de  $777 kW$ . Le profil axial de flux est cosinusoidal. Le débit parcourant l'assemblage est de  $5,93 kg/s$ . Les fuites thermiques à l'extérieur de la section d'essai n'ont pas été mesurées pendant l'expérience. L'échauffement du sodium dans l'espace situé entre le deuxième et le troisième TH nous permet cependant d'en connaître l'ordre de grandeur. Selon le document [138], le sodium qui s'écoule dans cet espace (avec un débit constant de  $Q_{IA} = 1.52 kg/s$ <sup>50</sup>) s'échauffe d'environ  $\Delta T_{IA} = 30 K$  en régime permanent entre l'extrémité basse et l'extrémité haute de la section d'essai. Le niveau de pertes thermiques peut alors être évalué comme suit, avec  $C_{p_{IA}}$  la capacité calorifique moyenne du sodium dans cette zone (de l'ordre de  $1280 J/(kg.K)$ ) :

$$W_{fuites} = Q_{IA} C_{p_{IA}} \Delta T_{IA} \sim 58 kW \quad (3.35)$$

Pour modéliser ces pertes thermiques qui s'élèvent à 7.5 % de la puissance totale déposée dans les aiguilles, un coefficient d'échange  $h = 1.7 \cdot 10^3 W/(m^2.K)$  est imposé entre la surface externe du premier TH et la température du sodium de l'inter-assemblage, imposée constante égale à sa valeur moyenne ( $623 K$ ).

Dans ces conditions, les distributions axiales de température dans le sodium pour le régime permanent précédant le bouchage sont comparées à  $t = 0 s$  en figure 3.27. Expérience et simulation sont en très bon accord.

#### Validation du régime transitoire

Pour simuler le bouchage instantané de l'assemblage, le débit est annulé à  $t = 0 s$ .

##### Ebullition du sodium puis assèchement des gaines :

Les évolutions temporelles des fronts d'ébullition dans l'expérience et dans la simulation sont présentées en figure 3.28.

L'ébullition apparaît dans la simulation à  $t = 2.8 s$ , ce qui concorde très bien avec l'expérience pour laquelle l'ébullition s'est généralisée à toute la section de passage du sodium au même instant.

---

<sup>50</sup>. IA pour Inter-Assemblage, puisque l'écoulement de sodium entre le deuxième TH et le troisième TH représente l'écoulement de sodium dans l'espace inter-assemblage en conditions réacteur.

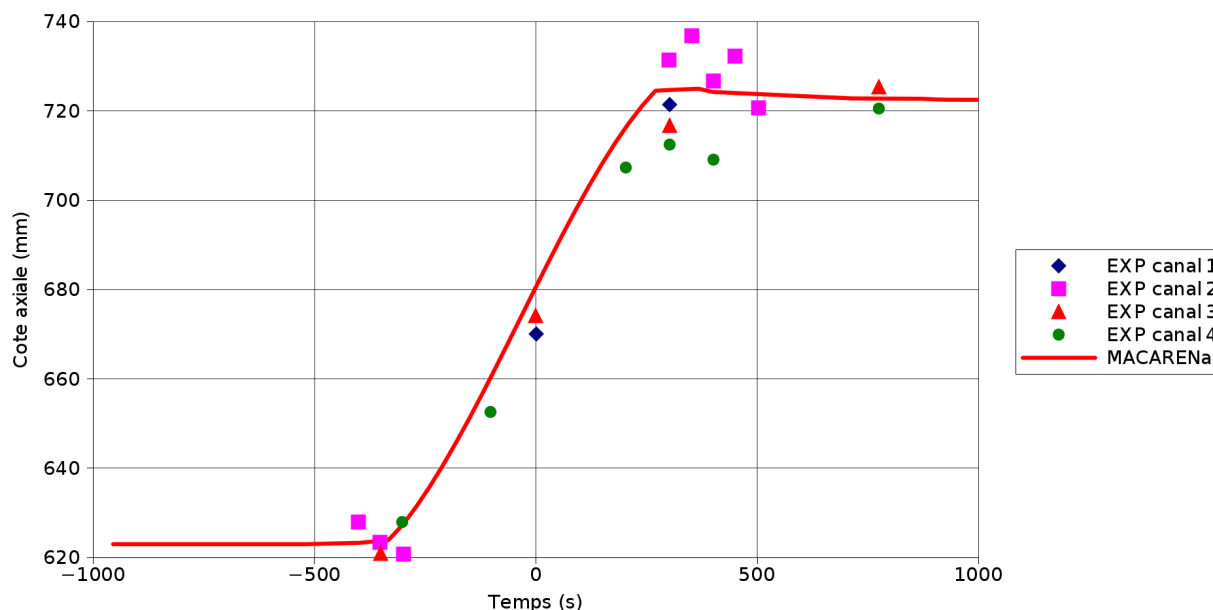


FIGURE 3.27 – Distributions axiales de températures dans le sodium à  $t = 0$  s pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et la simulation MACARENa

Les cinétiques de progression des fronts d'ébullition vers le haut et vers le bas de l'assemblage sont aussi proches, bien que la progression du front d'ébullition supérieur vers le haut du faisceau d'aiguilles soit légèrement plus lente dans la simulation que dans l'essai. Dans les deux cas, la zone diphasique reste confinée dans le faisceau d'aiguilles et ne se propage pas dans les zones supérieures (plénum, PNS) à ce stade du transitoire.

Le premier instant d'assèchement est ensuite calculé à  $t = 3.2$  s au niveau du plan médian<sup>51</sup>. Ce premier assèchement intervient au même endroit et au même instant dans l'expérience [64]. Ces résultats sont de nouveau très satisfaisants.

#### Fusion des gaines :

Les évolutions temporelles des fronts de fusion des gaines dans l'expérience et dans la simulation sont présentées en figure 3.29.

Dans l'expérience, la première fusion de gaine a été détectée à  $t = 5.4$  s proche du plan médian. Dans la simulation, la température de solidus de l'acier est atteinte un peu plus tôt, à  $t = 4.2$  s, au niveau du plan médian aussi. A cette même cote, l'enthalpie de liquidus est ensuite atteinte très rapidement, 1.3 s plus tard seulement. Les vitesses de propagation axiales de ces fronts sont très semblables à celles de l'essai.

Conformément à ce qui a été observé dans l'expérience, la vitesse de vapeur du sodium est, dans la simulation, trop faible pour entraîner l'acier liquide vers le haut de l'assemblage [109]. En conséquence et comme on peut le voir sur la figure 3.30<sup>52</sup>, aucun bouchon supérieur ne se forme

51. On rappelle que le titre à l'assèchement est fixé à 0.8 dans la simulation MACARENa. Il a été évalué à 0.9 pour l'essai GR19-I à  $5 \text{ kW/aig}$  [32], à 0.5 pour l'essai GR19-I à  $3 \text{ kW/aig}$  [32], et à 0.8 avec la corrélation de Rey [50] dans ces conditions d'essai GR19-I à  $5 \text{ kW/aig}$  [51].

52. La légende de cette figure fait référence à la définition des différents types de bains fondus présentée en figure 3.9.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

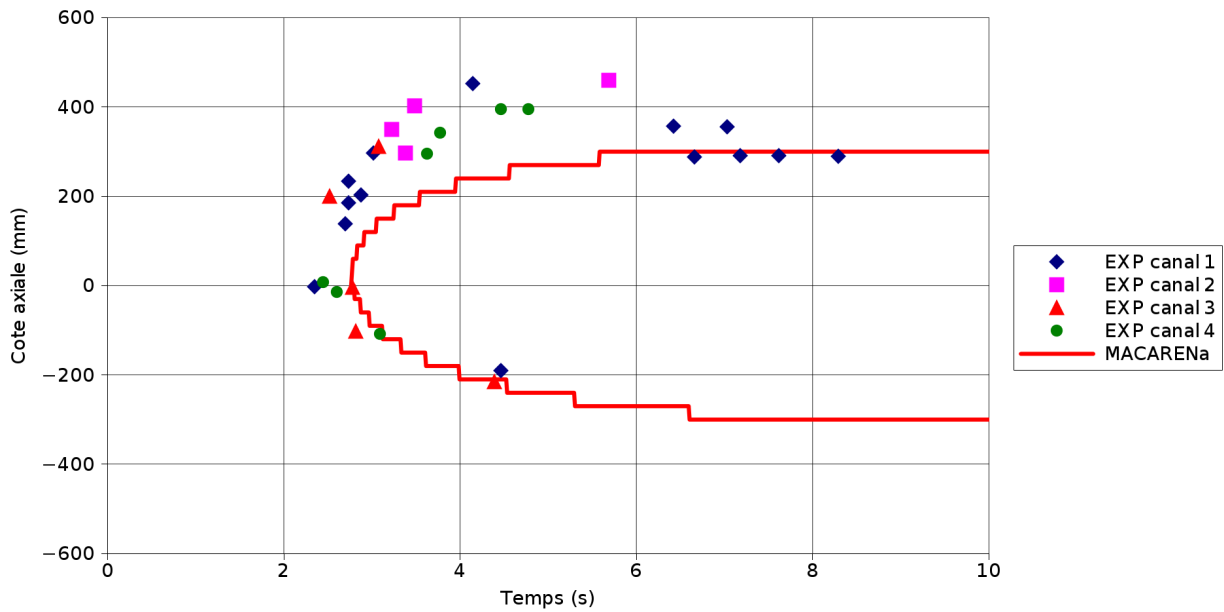


FIGURE 3.28 – Evolution temporelle des fronts d'ébullition pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et sa simulation avec MACARENa

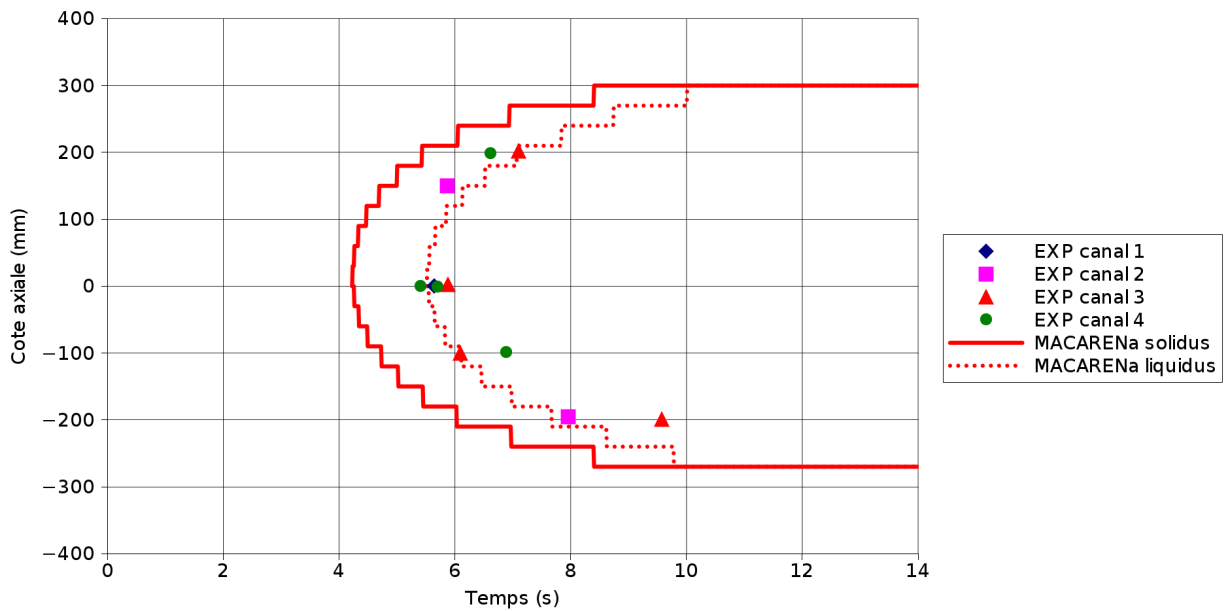


FIGURE 3.29 – Evolution temporelle des fronts de fusion des gaines pour l'expérience SCARABEE-BE+3 et sa simulation avec MACARENa

### 3 Modélisation de la phase primaire

pendant le transitoire de l'expérience SCARABEE-BE+3, contrairement à ce qui s'est produit lors de l'essai SCARABEE-APL3 (figure 3.24).

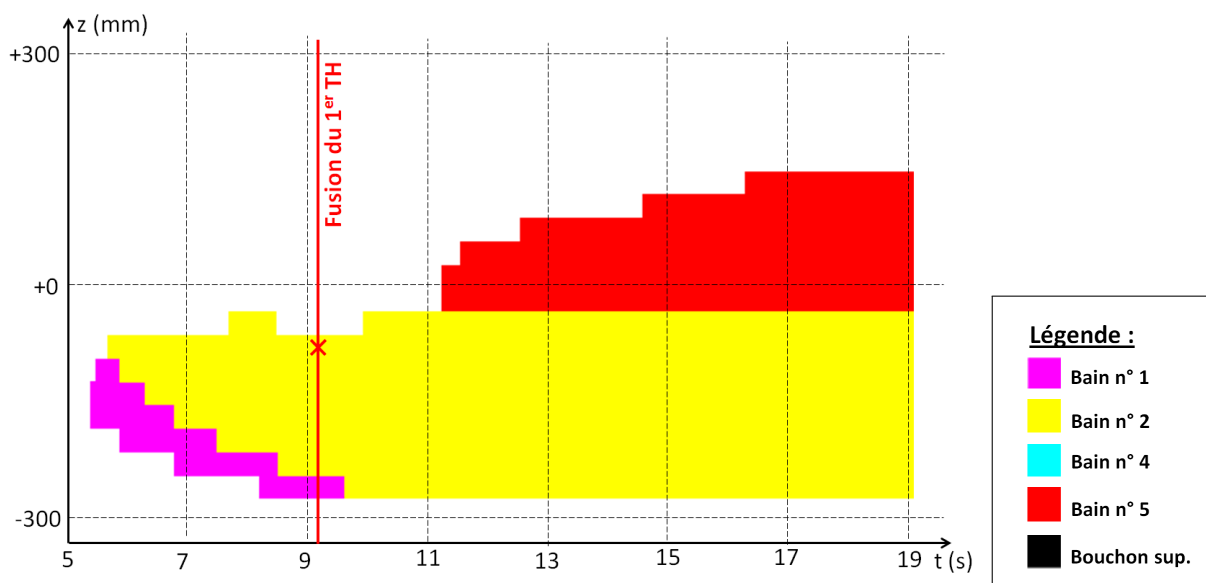


FIGURE 3.30 – Formation et évolution de bains fondus durant l'essai SCARABEE-BE+3 simulé avec MACARENa

#### Fusion du TH :

Le compte-rendu d'essai indique que le percement du TH a d'abord lieu au niveau du bain d'acier liquide qui s'est formé dans l'assemblage, à  $t = 9.1$  s [109].

Dans la simulation, cet évènement a aussi lieu en face du bain d'acier, en-dessous du plan médian ( $z = -100$  mm). Ce début de fusion est observé au même instant que dans l'expérience, à  $t = 9.1$  s.

#### Fusion du combustible :

Dans l'expérience, le combustible commence à fondre au bout de 10.4 s. Les données ne permettent pas de localiser la cote axiale correspondant à cet évènement.

Les résultats de la simulation sont en bonne cohérence avec ces observations, puisque l'enthalpie de solidus du combustible est d'abord atteinte à  $t = 8.3$  s, et l'enthalpie de liquidus à  $t = 11.3$  s. Ces évènements ont lieu légèrement en-dessous du plan médian, à la cote  $z = -35$  mm. Dans la simulation comme dans l'expérience (et comme cela a déjà été observé pour l'essai SCARABEE-APL3), le TH commence donc à fondre avant même que du combustible soit relocalisé dans les sous-canaux du sodium.

### Synthèse de la validation sur SCARABEEBE+3

Le tableau 3.2 résume les principaux évènements qui se sont déroulés pendant l'essai SCARABEE-BE+3, ainsi que les instants auxquels ils ont été observés dans sa simulation avec MACARENa, SURFASS et BETINA. La séquence d'évènements et les instants correspondants sont reproduits de manière très satisfaisante par l'outil analytique.

### 3.3 Validation des modèles de dégradation sur expériences

Événement	Expérience	SURFASS	BETINA	MACARENa
	Instant (s)	Instant (s)	Instant (s)	Instant (s)
Ébullition locale	2.4	-	-	-
Ébullition généralisée	2.8	2.5	2.6	<b>2.8</b>
Assèchement des gaines	3.2	-	3.1	<b>3.2</b>
Fusion des gaines	5.4	6	6.3 (sol.) 7.0 (liq.)	<b>4.2 (sol.)</b> <b>5.5 (liq.)</b>
Fusion du TH	9.1	10.5	-	<b>9.1 (sol.)</b>
Fusion du combustible	10.4	10.5	9.1 (sol.) 11.3 (liq.)	<b>8.3 (sol.)</b> <b>11.3 (liq.)</b>

TABLEAU 3.2 – Synthèse des événements se déroulant lors de l'essai SCARABEE-BE+3 et lors de sa simulation avec MACARENa, SURFASS et BETINA

Le paragraphe 3.3.2 permettait de conclure sur la validité des modèles de dégradation en transitoire de type perte de débit. Ce paragraphe 3.3.3 atteste de leur validité pour des transitoires plus rapides de type bouchages. Ces modèles sont donc en mesure de reproduire différents types de scénarios accidentels pouvant affecter un assemblage. L'outil MACARENa peut ainsi être utilisé pour l'étude de transitoires de perte de débit plus ou moins rapides sur des cœurs complets. Cette application fait l'objet du chapitre 4. Puisqu'il n'existe aucun essai de dégradation avec prise en compte du couplage neutronique-thermohydraulique, une comparaison des résultats MACARENa avec les résultats du code d'accident grave SIMMER-III est notamment incluse dans ce chapitre.



#### A retenir du chapitre “Modélisation de la phase primaire”

- Les phénomènes physiques régissant la dégradation des assemblages (échauffement, fusion puis relocalisation des matériaux fondus, formation de bouchons et de bains fondus, couplage neutronique) ont été identifiés, leur phénoménologie a été étudiée puis décrite.
- Pour simuler ces phénomènes, les modèles suivants sont couplés à ceux de la phase d’initiation dans MACARENa :
  - un modèle de fusion et de relocalisation des matériaux solides (paragraphe 3.2.1 pour l’acier et 3.2.3 pour le combustible). Ce modèle comprend un critère d’entraînement des matériaux fondus par la vapeur de sodium et leur relocalisation dans une zone plus froide de l’assemblage. En cas de relocalisation d’acier liquide vers le haut de l’assemblage, la formation d’un bouchon d’acier est aussi modélisée (paragraphe 3.2.2). Ce modèle de fusion et de relocalisation traite également la formation progressive de bains fondus d’acier et de combustible dans l’assemblage ;
  - un modèle 0D pour le calcul des transferts thermiques vers les surfaces des différents bains fondus (paragraphe 3.2.4) ;
  - un modèle multi-1D permettant de traduire l’effet en réactivité des déplacements des matériaux fondus. Ces effets contribuent à l’évolution globale de la réactivité du cœur qui, *via* la résolution de l’équation cinétique neutronique 0D, donne accès à l’évolution temporelle de la puissance du cœur pour cette phase primaire.
- Les résultats de cette modélisation ont été validés avec succès, à puissance imposée, sur des tests intégraux de perte de débit et de bouchage dans un assemblage comprenant 37 aiguilles (expériences SCARABEE-APL et SCARABEE-BE3+, *cf.* paragraphe 3.3). Dans les deux cas, les séquences d’évènements observées dans les simulations et les résultats d’expériences sont très proches, en termes d’instant caractéristique comme de localisations d’occurrence dans l’assemblage.

# Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

Les chapitres 2 et 3 étaient consacrés à la présentation des modèles physiques dédiés à la phase d'initiation et à la phase primaire de l'ULOF dans MACARENa. Pour la phase d'initiation, MACARENa a été validé sur des expériences à effets séparés (essais GR19, cf. paragraphe 2.4). Pour la phase primaire, ils ont été validés sur des essais intégraux (essais SCARABEE, cf. paragraphe 3.3). Ces travaux de validation ont fourni de bons résultats. MACARENa peut désormais être utilisé pour l'étude complète de l'ULOF se produisant dans un cœur CFV, étude à laquelle est dédiée ce chapitre 4.

Le paragraphe 4.1 traite dans un premier temps de l'étude d'un transitoire de référence simulé avec MACARENa, comparé au même transitoire simulé avec SIMMER-III ceci afin de vérifier le couplage des modèles de dégradation avec ceux de neutronique en phase primaire. Ce même transitoire fait ensuite l'objet d'études paramétriques dans le paragraphe 4.2, études qui mettent en lumière la variabilité de la séquence accidentelle en fonction de paramètres physiques. Finalement, l'étude physico-statistique d'un transitoire ULOF est menée dans le paragraphe 4.3, visant à identifier les paramètres incertains les plus influents sur la séquence accidentelle et à quantifier leur impact.

## Sommaire

<b>4.1 Etude d'un transitoire ULOF-PP de référence</b>	<b>146</b>
4.1.1 Hypothèses de calculs	146
4.1.2 Caractéristiques neutroniques du cœur CFV-V3	148
4.1.3 Début du transitoire	149
4.1.4 Fin du transitoire simulé avec MACARENa	160
4.1.5 Fin du transitoire simulé avec SIMMER-III	161
4.1.6 Synthèse de la comparaison MACARENa et SIMMER III	163
<b>4.2 Etude paramétrique du transitoire ULOF-PP</b>	<b>164</b>
4.2.1 Etude paramétrique sur le cycle d'irradiation du cœur	165
4.2.2 Etude paramétrique sur les contre-réactions neutroniques	167
4.2.3 Synthèse des études paramétriques	171
<b>4.3 Etude physico-statistique du transitoire ULOF-MdTG</b>	<b>171</b>
4.3.1 Classification générale des incertitudes	172
4.3.2 Identification des paramètres incertains et de leur distribution de probabilité	172
4.3.3 Caractéristiques de l'étude physico-statistique	175
4.3.4 Résultats généraux de l'étude physico-statistique	178
4.3.5 Etude de trois transitoires caractéristiques	180
4.3.6 Identification des paramètres incertains les plus influents	186
4.3.7 Synthèse	191

### 4.1 Etude d'un transitoire ULOF-PP de référence

L'objectif de cette première partie du chapitre 4 est de vérifier la cohérence de la simulation d'un ULOF (impliquant un couplage de la dégradation du cœur et de la neutronique) simulé par MACARENa avec le même transitoire simulé par SIMMER-III. Ce transitoire de référence a été étudié avec l'outil mécaniste SIMMER-III dans la référence [28]. Il s'agit d'un transitoire ULOF-PP<sup>1</sup>, c'est-à-dire supposant le déclenchement des pompes primaires mais le fonctionnement normal du circuit secondaire. Ce transitoire se produit dans le cœur CFV-V3 [6] et est caractérisé par un temps de demi-débit des pompes primaires de 9 s.

#### 4.1.1 Hypothèses de calculs

Pour être à même de comparer les résultats issus des simulations SIMMER-III et MACARENa, les hypothèses suivantes, considérées par défaut dans SIMMER-III, sont aussi retenues dans MACARENa :

- le refroidissement du TH par l'écoulement de sodium dans l'espace inter-assemblage n'est pas simulé ;
- la température d'entrée du sodium dans le cœur est constante et égale à sa valeur nominale (673 K), l'échangeur intermédiaire est donc considéré parfait ;
- le cœur est considéré en début de vie (*i.e.* avec du combustible neuf). Le coefficient d'échange global dans l'espace entre les pastilles et la gaine est constant et égal à  $5673 W/(m^2.K)$  sur toute la hauteur des aiguilles du cœur. Cette hypothèse fera l'objet d'une étude paramétrique dans le paragraphe 4.2.1 ;
- les contre-réactions neutroniques liées à la dilatation des solides (combustible, gaine et TH) et aux effets systèmes (effet CCB et effet sommier) ne sont pas simulées. Cette hypothèse fera l'objet d'une étude paramétrique dans le paragraphe 4.2.2 ;
- le découpage du cœur CFV-V3 en dérivation est le même dans les deux simulations. Il est basé sur la position des assemblages dans le cœur : les assemblages sont regroupés en couronnes comme illustré sur la figure 4.1. Les puissances et débits à l'état nominal dans chaque dérivation sont indiqués dans le tableau 4.1.

Numéro de dérivation	Cœur interne								Cœur externe		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Nombre d'assemblages	6	12	12	24	27	30	39	30	12	54	42
Puissance nominale par assemblage (MW)	5,37	5,34	5,38	5,39	5,34	5,18	5,08	4,89	5,59	5,27	5,02
Débit nominal par assemblage (kg/s)	26,6	26,6	26,6	26,6	26,6	26,33	24,73	23,9	27,3	25,62	23,89

TABLEAU 4.1 – Caractéristiques des 11 dérivation du cœur CFV-V3 (en début de vie) considérées dans les simulations SIMMER-III et MACARENa.

Dans la suite du texte, la cote axiale  $z = 0 m$  est la cote où le sodium entre dans le cœur. La perte de débit débute à  $t = 0 s$ . A cet instant initial, le débit de sodium circulant dans le cœur est de  $8700 kg/s$  et la puissance du cœur est de  $1500 MW$  [28].

1. PP pour Pompes Primaires

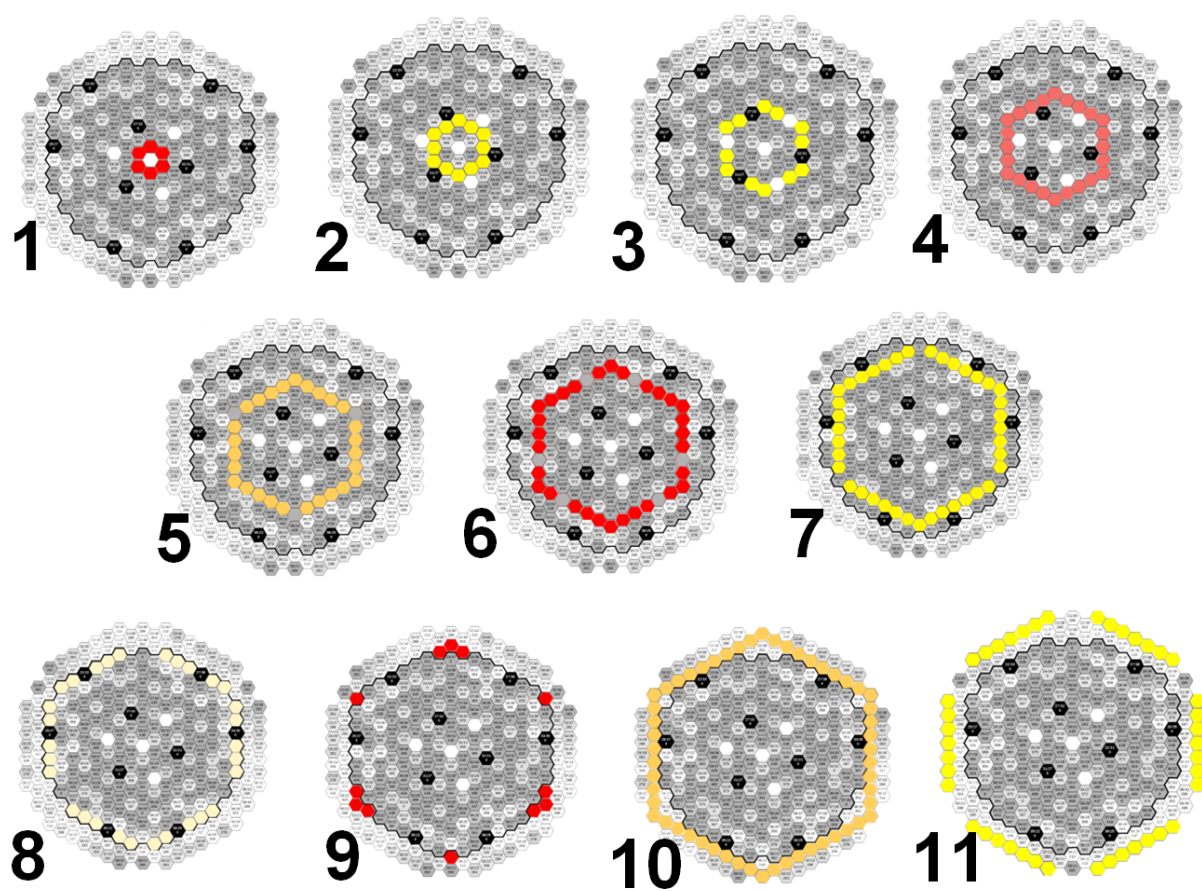


FIGURE 4.1 – Découpage du cœur CFV-V3 en 11 dérivation (couronnes) dans les simulations SIMMER-III et MACARENa

### 4.1.2 Caractéristiques neutroniques du cœur CFV-V3

Ce paragraphe présente les distributions spatiales des coefficients de contre-réactions neutroniques qui seront utiles pour comprendre la phénoménologie du transitoire. Il s'agit essentiellement des contre-réactions liées :

- à la variation de densité (par dilatation ou vaporisation) du sodium ;
- au déplacement d'acier dans le cœur.

La figure 4.2 présente la distribution spatiale du coefficient de contre-réaction lié à la dilatation/vaporisation du sodium (aussi appelé "effet de vide" dans la suite) dans MACARENa. Pour plus de détails sur le calcul de cette contre-réaction, le lecteur pourra se référer au paragraphe 2.3.3<sup>2</sup>. On retiendra de cette figure que l'effet de vide est négatif dans les différents plénums du cœur. Cela signifie qu'une diminution de la densité du sodium (ou une augmentation du taux de vide) dans ces régions induit un apport négatif en réactivité. A l'inverse, l'effet de vide des zones combustible étant positif, ce même phénomène induit un effet positif en réactivité s'il se produit au sein des colonnes combustible.

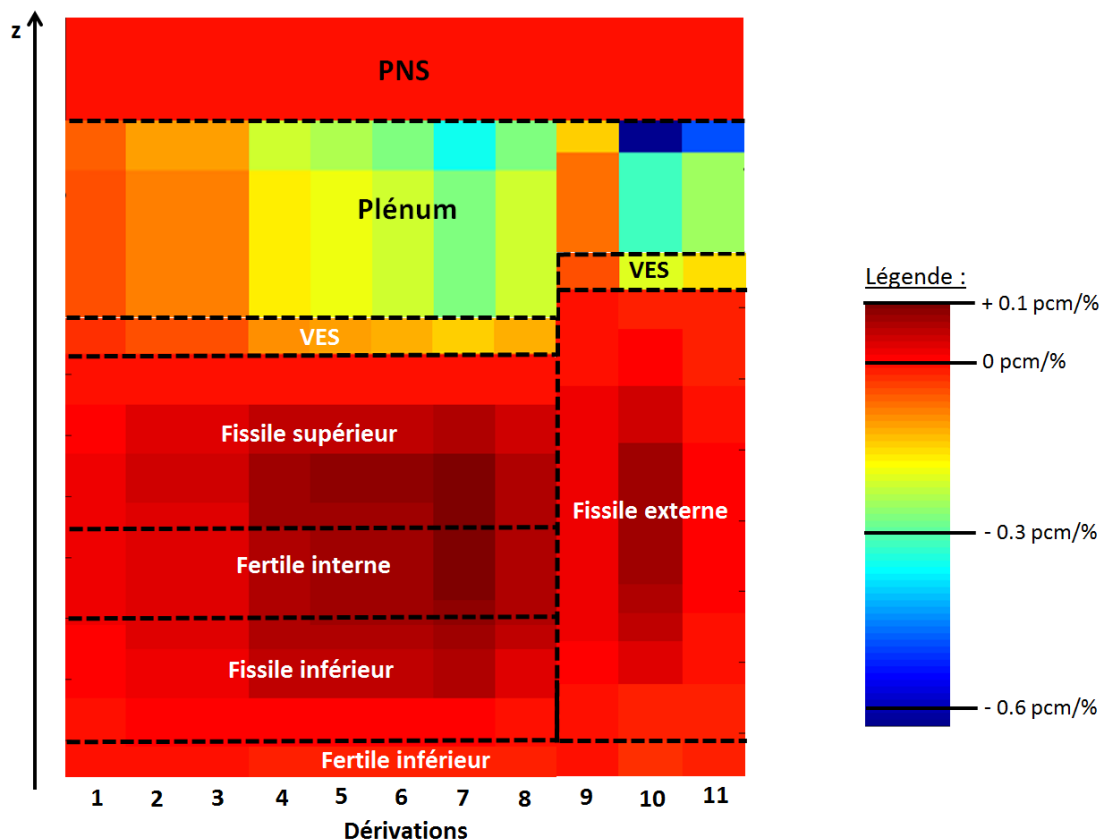


FIGURE 4.2 – Distribution spatiale du coefficient de contre-réaction neutronique lié à la dilatation ou la vidange du sodium (en pcm/%) dans le cœur CFV-V3 simulé avec MACARENa en régime nominal.

2. On souligne ici que ces coefficients issus d'un calcul ERANOS s'expriment en pcm/% (1% correspond à une diminution de la densité du sodium de 1%).

La figure 4.3 présente la distribution spatiale du coefficient de contre-réaction lié à la disparition d'acier dans les différentes mailles des zones combustibles<sup>3</sup> du cœur pour la simulation MACARENa. Pour plus de détails sur le calcul de cette contre-réaction, le lecteur pourra se référer au paragraphe 3.2.6<sup>4</sup>. Il ressort de cette figure 4.3 que la relocalisation d'acier en haut des colonnes fissiles (lors de la formation de bouchons supérieurs par exemple) induit un effet négatif en réactivité. A l'inverse, la coulée gravitaire de l'acier du haut de ces colonnes fissiles vers le bas du cœur induira un effet positif en réactivité.

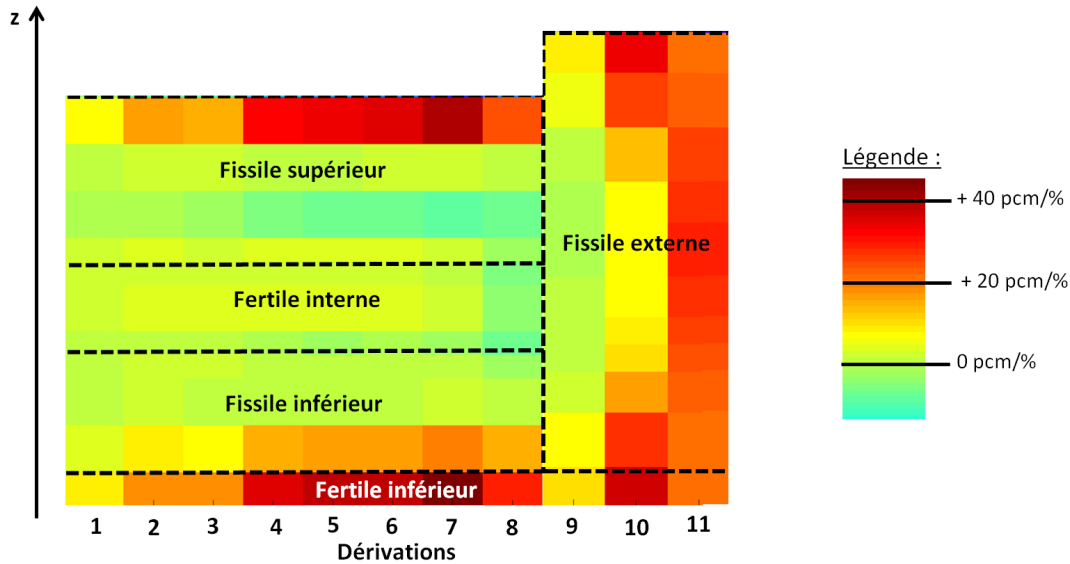


FIGURE 4.3 – Distribution spatiale du coefficient de contre-réaction neutronique lié à la disparition et à l'échauffement d'acier (en pcm/%) dans les différentes mailles des zones combustibles du cœur CFV-V3 simulé avec MACARENa

Dans un premier temps, le déroulement du transitoire simulé par les deux outils est présenté de manière générale. La description précise des phénomènes caractéristiques (ébullition, fusion des gaines, *etc.*) est abordée dans un second temps.

### 4.1.3 Début du transitoire

L'évolution temporelle du débit dans le cœur calculée avec les deux outils est présentée sur la figure 4.4 pour le début du transitoire (jusqu'à  $t \sim 70s$ ). Sur cette figure et dans la suite, le débit massique total est normalisé par rapport à sa valeur initiale. L'évolution de la puissance associée à cette évolution du débit est illustrée sur la figure 4.5. Sur cette figure et dans la suite, la puissance totale est aussi normalisée par rapport à sa valeur initiale. Enfin, l'évolution de la réactivité nette du cœur est présentée pour les deux simulations sur la figure 4.6.

3. Seules les zones combustibles sont représentées sur cette figure. Si l'acier venait à se relocaliser au-dessus des colonnes combustibles, l'effet en réactivité serait négatif.

4. On rappelle que ces coefficients, issus d'un calcul ERANOS, sont exprimés en pcm/% et qu'ils correspondent à l'insertion de réactivité apportée par la disparition d'1% d'acier dans la maille en question, ainsi que l'effet Doppler du Fer associé à cette disparition.

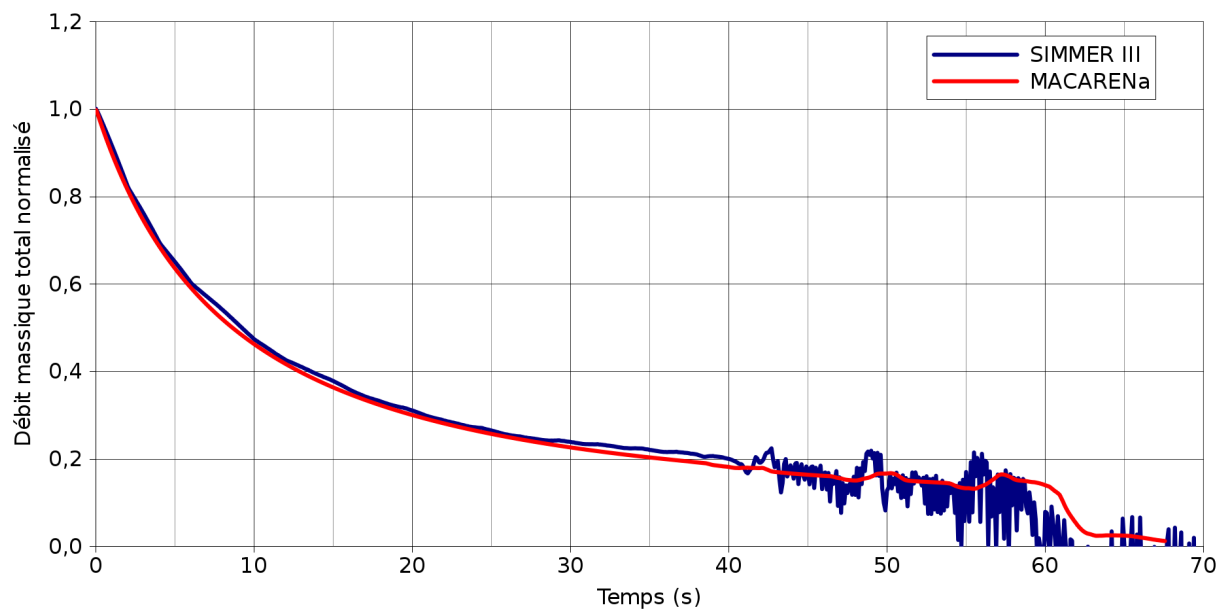


FIGURE 4.4 – Evolution temporelle du débit massique dans le cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa

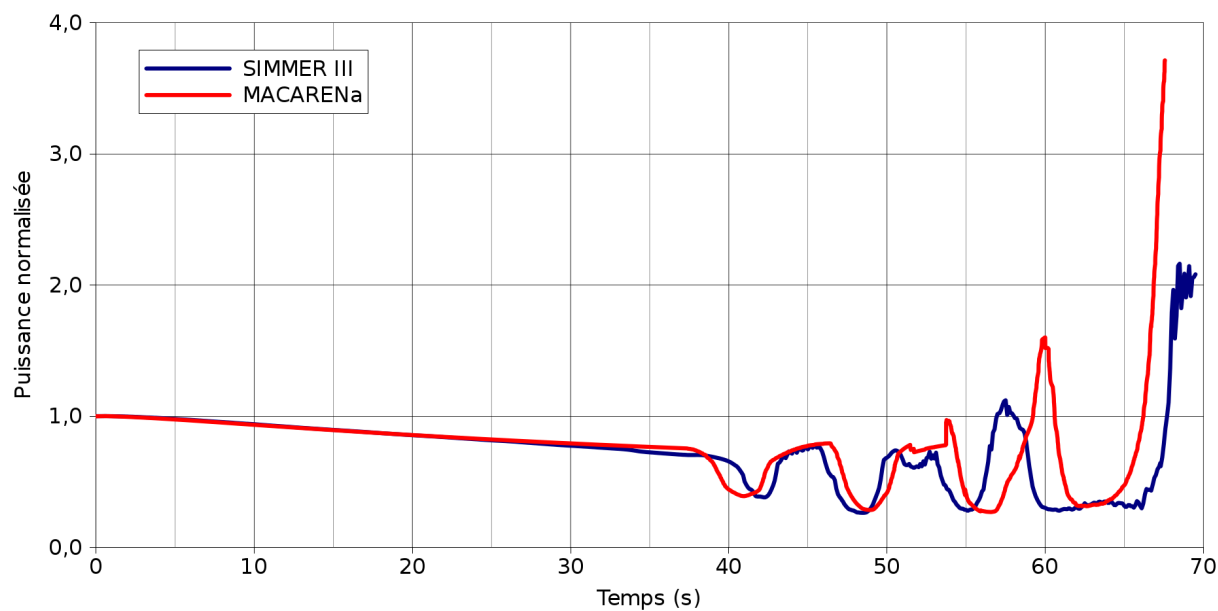


FIGURE 4.5 – Evolution temporelle de la puissance totale dans le cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa

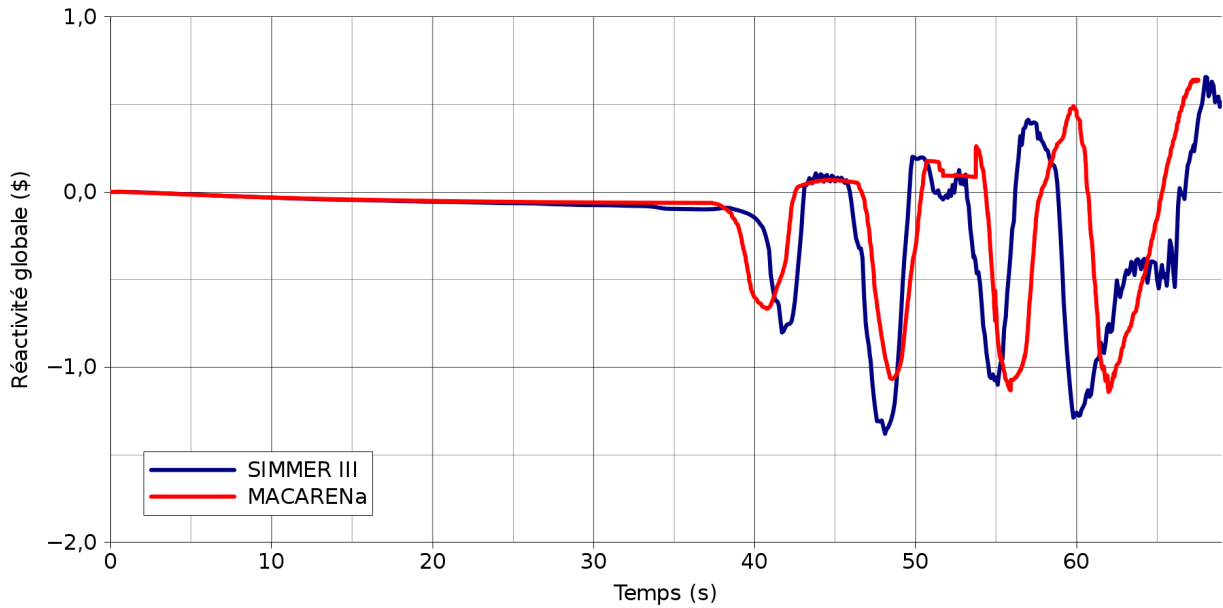


FIGURE 4.6 – Evolution temporelle de la réactivité globale du cœur dans les simulations d'ULOF-PP effectuées avec SIMMER-III et MACARENa

Pour la première partie du transitoire, lorsque le sodium est liquide dans tout le cœur (*i.e.* avant  $t = 34\text{ s}$ ), les deux calculs donnent des résultats très similaires. En effet, avant que l'ébullition débute dans le cœur, l'écart entre les deux calculs de débit est toujours inférieur à 2% du débit nominal. De même, l'écart entre les deux puissances totales ne dépasse pas 3% de la puissance nominale.

La suite du transitoire est caractérisée par une phénoménologie radicalement différente dans la dérivation n° 9 (située dans le cœur externe en périphérie du cœur interne (par exemple dans la dérivation n° 1, *cf.* figure 4.1) et dans le cœur interne. Le déroulement du transitoire, commun aux simulations SIMMER-III et MACARENa, est synthétisée sur la figure 4.7.

### Description détaillée de la phénoménologie observée

- Apparition de l'ébullition dans la dérivation n° 9

L'ébullition apparaît au même endroit dans les deux calculs, au sommet de la colonne fissile de la première couronne du cœur externe (dérivation n° 9). Cette ébullition est d'abord observée de manière locale à  $t = 34\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III, et ne dure que 4 s. Elle se généralise à toute la section de passage puis se propage dans le plénum de cette même dérivation à  $t = 39\text{ s}$  [28]. Cet évènement est observé dans la simulation MACARENa légèrement plus tôt, au bout de 37.5 s après le début du transitoire, comme on peut le voir sur la figure 4.8 qui illustre notamment la progression des fronts d'ébullition dans la dérivation n° 9. A cet instant d'apparition de l'ébullition, la puissance totale du cœur est de l'ordre de 75% de la puissance nominale dans les deux simulations.

L'apparition de l'ébullition dans cette partie du cœur entraîne d'importantes variations de la puissance totale, comme illustré sur la figure 4.9 entre  $t = 37.5\text{ s}$  et  $t = 50\text{ s}$  pour les deux simulations. L'origine physique de ces oscillations est liée, d'une part, à l'excursion de débit qui a lieu dans la dérivation n° 9 (diminution du débit donc augmentation du taux de vide dans ces



#### 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

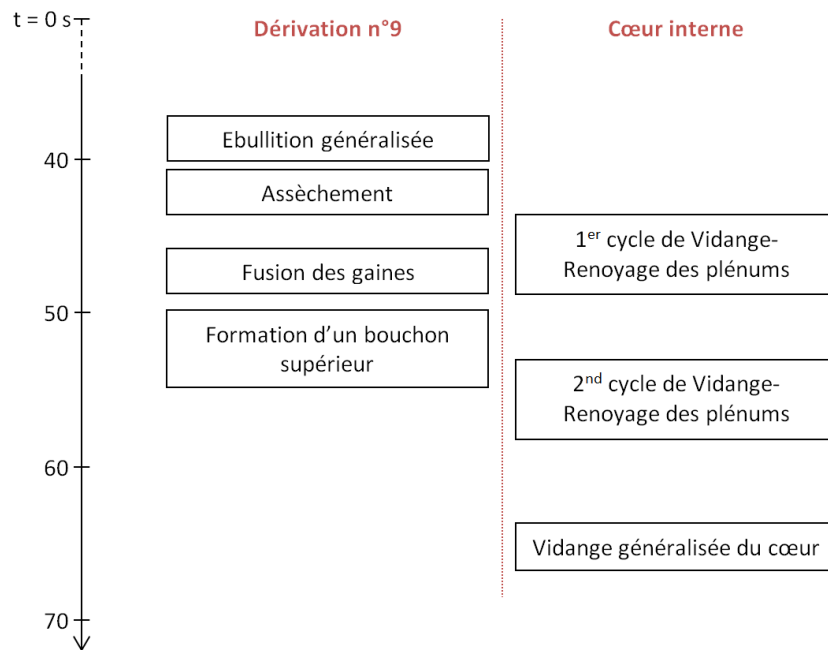


FIGURE 4.7 – Synthèse du déroulement du transitoire de référence observé dans les simulations SIMMER-III et MACARENa

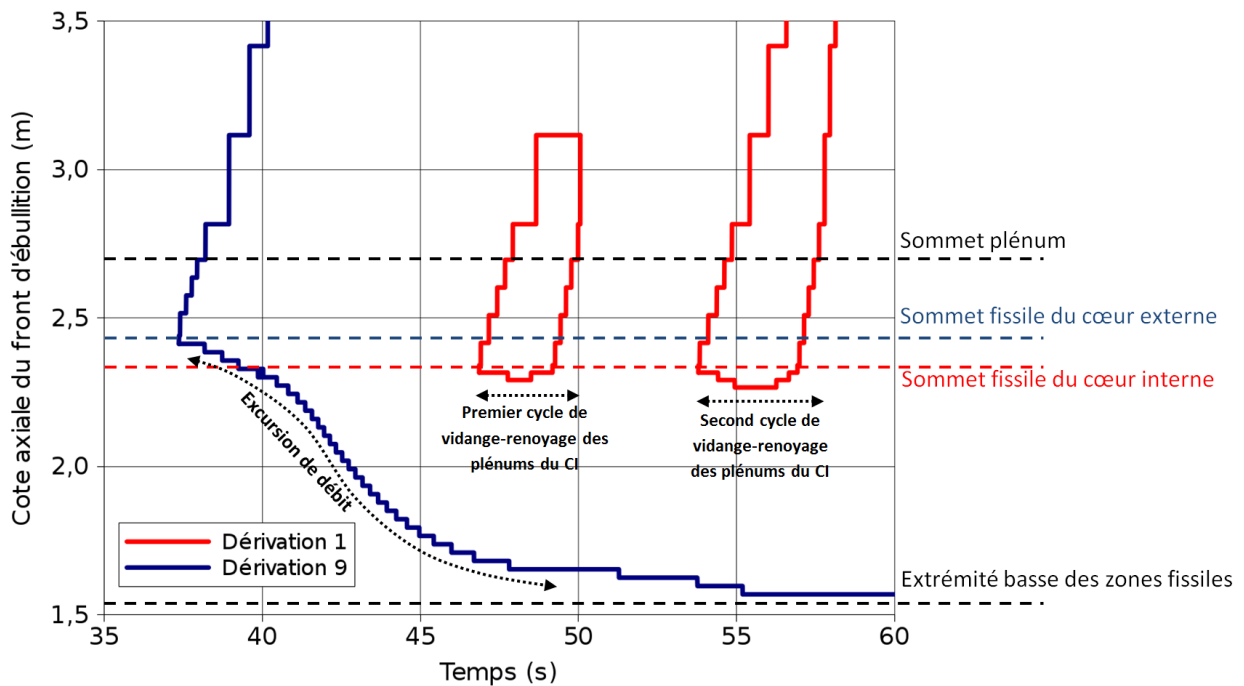


FIGURE 4.8 – Illustration de la progression des fronts d'ébullition et de renoyage dans les dérivation n°9 (cœur externe) et n°1 (cœur interne, noté CI sur la figure) de la simulation MACARENa

assemblages), d'autre part, au premier cycle de vidange-renoyage des plénums dans le reste du cœur expliqué par la suite.

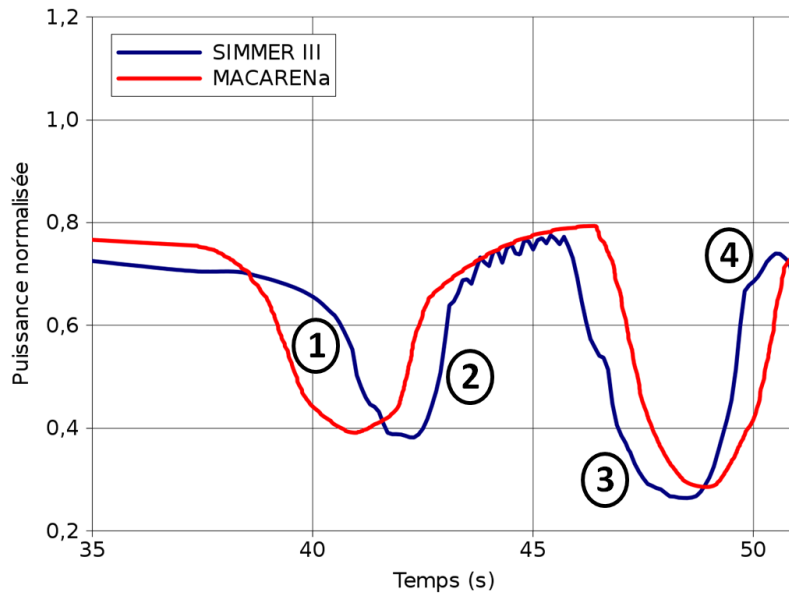


FIGURE 4.9 – Evolution temporelle de la puissance totale dans le cœur lors des vidanges et renoyages se produisant dans le cœur dans les simulations SIMMER-III et MACARENa

- Excursion de débit dans la dérivation n° 9

Comme déjà expliqué à l'aide de la figure 4.2, la vidange du plénum de la première couronne du cœur externe (dérivation 9) conduit à l'insertion d'une forte antiréactivité dans le cœur (de l'ordre de  $-0.7\%$  pour les deux simulations, cf. figure 4.6) du fait de l'effet de vidange négatif dans cette région. La puissance totale diminue donc jusqu'à 40% de la puissance nominale dans les deux simulations (cf. étape ① sur la figure 4.9).

Ce niveau de puissance est cependant encore trop élevé pour que l'ébullition reste localisée au sommet de la colonne fissile de la dérivation n° 9. L'ébullition se propage donc dans l'assemblage, conduisant à une excursion de débit dans la dérivation en question (cf. dérivation 9 sur la figure 4.8). A  $t = 47.5\text{ s}$ , soit dix secondes après le début de l'excursion, 80% de la colonne fissile de cette dérivation est déjà dénoyée dans la simulation MACARENa.

Cette propagation de la zone diphasique vers le bas de la colonne fissile (zone à effet de vide positif, cf. figure 4.2) entraîne une augmentation de la réactivité globale du cœur à partir de  $t = 42\text{ s}$ . La puissance totale augmente donc pour se stabiliser autour de 80% de la puissance nominale pendant quelques secondes pour les deux simulations (cf. étape ② sur la figure 4.9).

- Premier cycle de vidange-renoyage des plénums du cœur interne

Le faible débit lié à la perte de débit globale dans le cœur, couplé à l'augmentation de la puissance totale de l'étape ② décrite précédemment, entraîne l'apparition de l'ébullition dans la majorité des plénums des couronnes du cœur interne. Cela se produit à  $46.1\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III [28] et à  $46.8\text{ s}$  dans la simulation MACARENa (cf. figure 4.8 par exemple pour

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

la dérivation n° 1<sup>5</sup>). Dans les deux simulations, cette vidange des plénums se fait de manière cohérente radialement et simultanément dans la majorité des dériviatiions du cœur interne, en raison de la nappe de puissance relativement plate dans cette région pour un cœur en début de vie (cf. tableau 4.1).

La vidange de ces zones à effet de vide négatif (cf. figure 4.2) insère de nouveau une forte antiréactivité dans le cœur (insertion négative supérieure à  $-1\%$ , cf. figure 4.6), et fait chuter la puissance du cœur à 30 % de la puissance nominale pour les deux simulations (cf. étape ③ sur la figure 4.9). Ce niveau de puissance est désormais suffisamment faible pour que l'ébullition se produisant au sommet des colonnes fissiles supérieures ne se propage pas vers le bas des assemblages du cœur interne, comme c'était le cas dans la dérivation n° 9 du cœur externe. A l'inverse, c'est un renoyage de ces plénums par du sodium qui se produit, à  $t = 49.6\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III [28] et à  $t = 49.2\text{ s}$  dans la simulation MACARENa (cf. figure 4.8 sur l'exemple de la dérivation n° 1<sup>5</sup>). Puisqu'il se produit dans une zone à effet de vide négatif, ce renoyage entraîne une augmentation de la réactivité globale, donc de la puissance totale du cœur, jusqu'à 75 % de la puissance nominale (cf. étape ④ sur la figure 4.9).

La distinction entre la phénoménologie observée dans la dérivation n° 9 et celle observée dans le cœur interne, qui est bien visible sur la figure 4.8 pour la simulation MACARENa, est mise en évidence par la figure 4.10 pour la simulation SIMMER-III. Cette figure souligne que le renoyage des plénums du cœur interne qui se produit après 48 s dans cette simulation se fait bien de manière cohérente à l'échelle du cœur interne, mais ne concerne pas la dérivation n° 9 du cœur externe, dans laquelle le front d'ébullition a déjà considérablement progressé vers le bas de la colonne fissile (à cause de l'excursion de débit qui s'est produite dans cette dérivation). Aussi, les autres dériviatiions du cœur externe (en particulier la n° 10) n'ont pas un comportement cohérent avec celles du cœur interne.

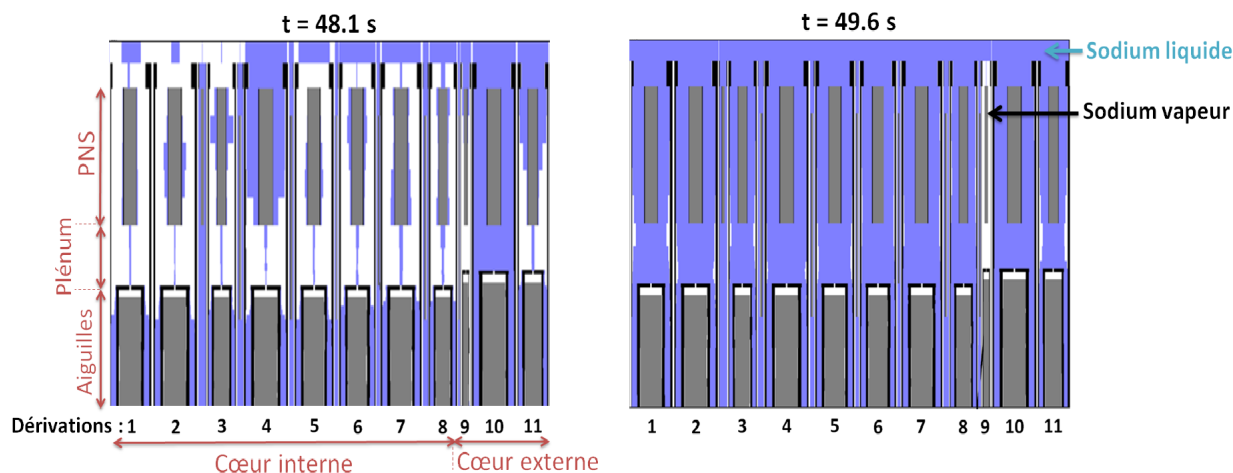


FIGURE 4.10 – Illustration du renoyage des plénums du cœur interne se produisant à  $t = 49.6\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III [28]

### • Fusion des gaines dans la dérivation n° 9

5. La phénoménologie observée dans les autres dériviatiions du cœur interne est la même que celle de la dérivation n° 1 : les cycles d'ébullition et de renoyage dans le cœur interne se produisent de manière cohérente. L'évolution des fronts d'ébullition dans ces autres dériviatiions n'est pas illustrée sur cette figure pour des raisons de lisibilité.

L'excursion de débit dans la dérivation n°9 se poursuit par l'assèchement des gaines au sommet de la colonne fissile de cette couronne d'assemblages. Cet évènement intervient à  $t = 43.7\text{ s}$  dans la simulation MACARENa. Quelques secondes plus tard, à  $t = 47.9\text{ s}$ , la fusion des gaines débute à  $20\text{ cm}$  du sommet de la colonne fissile (*i.e.* atteinte de l'enthalpie de solidus à cet endroit), comme illustré sur la figure 4.11. L'enthalpie de liquidus de l'acier est ensuite atteinte légèrement en-dessous de cette cote à  $t = 51.4\text{ s}$ . Cet évènement marque le début de la relocalisation de l'acier liquide dans cette dérivation pour la simulation MACARENa.

NB : la progression du front de solidus inférieur vers le bas de l'assemblage s'arrête provisoirement à  $t \sim 48\text{ s}$  à cause de la diminution de puissance de l'étape ③. Elle accélère par contre fortement à partir de  $t \sim 53\text{ s}$  à cause de la formation d'un bouchon décrite dans la suite.

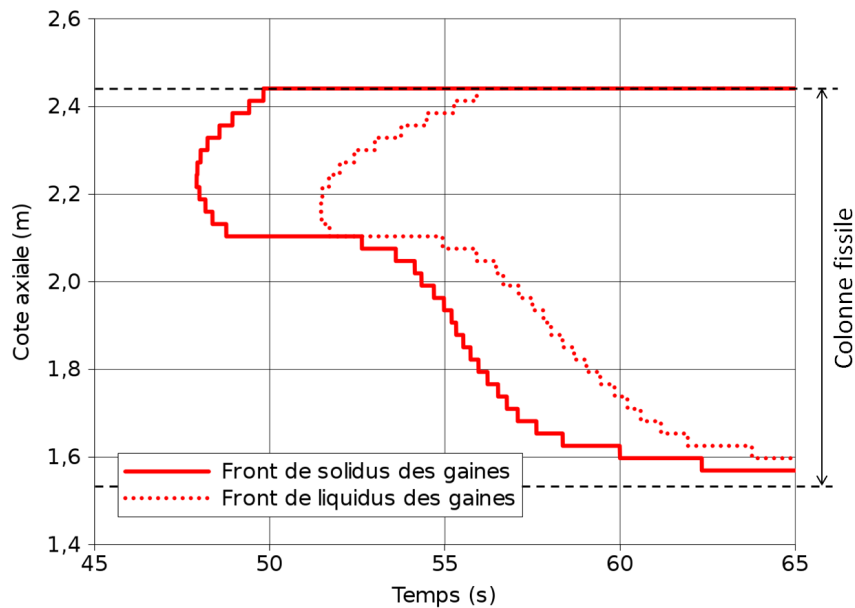


FIGURE 4.11 – Evolution temporelle des fronts de solidus et de liquidus de l'acier de gaine dans la dérivation n°9 de la simulation MACARENa

Dans la simulation SIMMER-III, la première fusion de gaine a été observée au même instant que dans la simulation MACARENa, à  $t = 47.9\text{ s}$  [28]. Pour cette simulation SIMMER-III, l'utilisateur a choisi de permettre la relocalisation de l'acier dans l'assemblage dès l'atteinte de son enthalpie de solidus, au contraire de la simulation MACARENa pour laquelle la relocalisation de toute la fraction d'acier fondu se fait au moment d'atteinte de l'enthalpie de liquidus (à  $t = 52\text{ s}$ ), *cf.* paragraphe 3.2.1.

- Relocalisation des gaines dans la dérivation n°9

Comme cela a déjà été montré dans la référence [58] à l'aide de l'outil SAS-SFR, la relocalisation axiale des gaines dans les assemblages a une influence non négligeable sur la réactivité globale du cœur. Cette influence est illustrée sur la figure 4.12 au début du déplacement axial de l'acier liquide dans la dérivation n°9. Les mêmes comportements sont observés dans les simulations SIMMER-III et MACARENa :

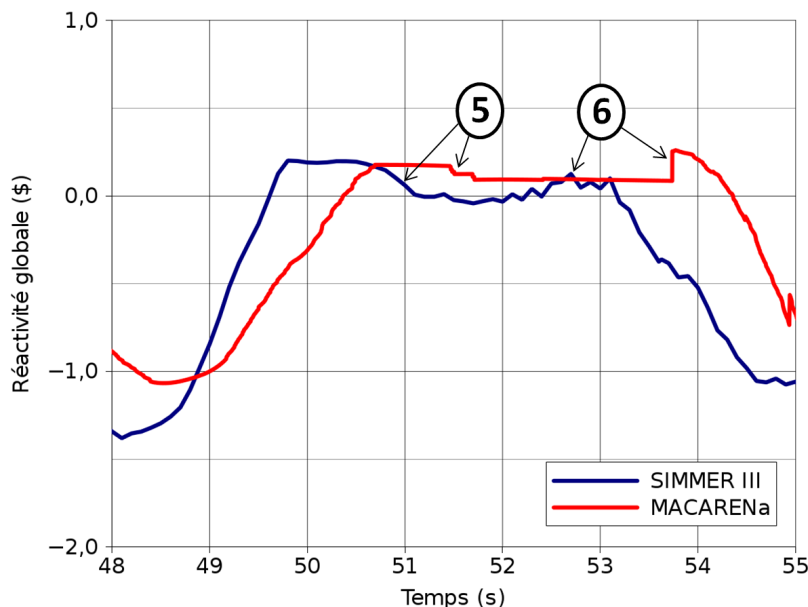


FIGURE 4.12 – Evolution temporelle de la réactivité globale dans le cœur au début de la relocalisation axiale de l'acier liquide dans les simulations SIMMER-III et MACARENa

- l'acier liquide est d'abord entraîné vers le haut de la colonne fissile de l'assemblage par la vapeur de sodium. Ce mouvement ascendant induit un apport de réactivité négatif dans le cœur. Cette antiréactivité insérée est de l'ordre de  $-0.1$  \$ dans la simulation MACARENa et légèrement plus importante, de l'ordre de  $-0.2$  \$ dans la simulation SIMMER-III (cf. étape ⑤ sur la figure 4.12). Cette insertion d'antiréactivité se fait de manière plus progressive dans SIMMER-III, puisqu'à une cote donnée, la relocalisation du liquide dans SIMMER-III se fait au fur et à mesure de la fusion de la gaine, tandis qu'elle est instantanée dans MACARENa (cf. paragraphe précédent) ;
- dans un second temps, la formation d'un bouchon supérieur (décrite dans le paragraphe suivant) est à l'origine d'une diminution du débit dans les assemblages et d'une réduction de la vitesse de l'écoulement de vapeur de sodium. Cela entraîne la coulée gravitaire de l'acier liquide. Cette inversion du sens d'écoulement de l'acier liquide se produit de manière instantanée à  $t = 53.7$  s dans la simulation MACARENa, et de manière progressive sous forme oscillatoire, de 52 à 53 s dans la simulation SIMMER-III. Dans les deux cas, l'insertion de réactivité liée à cette inversion du sens de relocalisation induit un apport en réactivité positif (conformément à ce qui était annoncé dans le paragraphe 4.1.2). Cet apport est de l'ordre de  $+0.2$  \$ dans les deux simulations (cf. étape ⑥ sur la figure 4.12).

Après  $t = 54$  s, la diminution de la réactivité globale du cœur est liée au deuxième cycle de vidange-renoyage des plenums du cœur interne, expliqué dans la suite et visible sur la figure 4.8 sur l'exemple de la dérivation n° 1 dans la simulation MACARENa.

- Formation d'un bouchon supérieur dans la dérivation n° 9

L'évolution de la porosité du bouchon supérieur calculée par MACARENa<sup>6</sup> est donnée en figure 4.13. La croissance du bouchon dure un peu plus de 2 s. A partir de  $t = 53.7$  s, le bouchon atteint une porosité minimale qui annule l'entraînement de l'acier liquide vers le haut. Cette porosité finale du bouchon est de 25 %, ce qui est cohérent avec les conclusions de la référence [83].

Des bouchons supérieurs se sont aussi formés dans la simulation SIMMER-III, mais les détails de leur formation (instants, durée, porosité finale, *etc.*) n'ont pas été analysés dans le document [28].

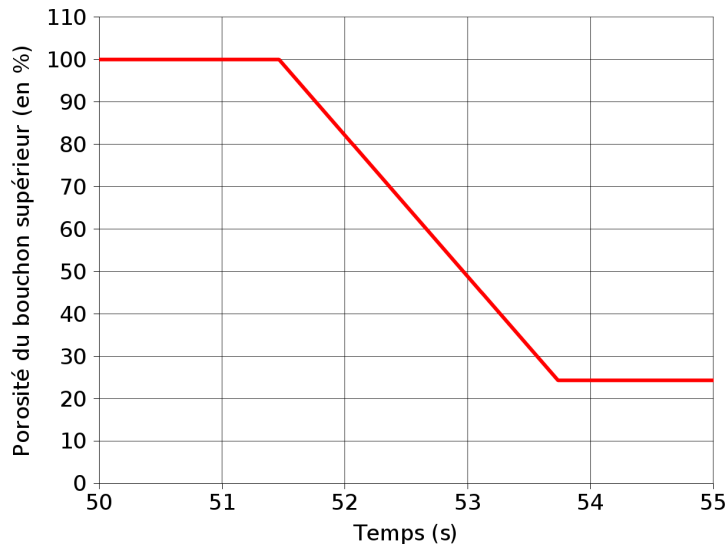


FIGURE 4.13 – Evolution temporelle de la porosité du bouchon supérieur calculée par MACARENa

- Dégradation du combustible dans la dérivation n° 9

Les critères de début de dégradation du combustible diffèrent dans MACARENa et dans SIMMER-III :

- dans SIMMER-III, l'utilisateur a choisi de permettre la dégradation du combustible à une cote donnée dès que la gaine qui l'entoure est fondue et que l'énergie interne du combustible à cette cote dépasse 50 % de l'énergie nécessaire à sa complète liquéfaction [28]. Ce critère de dégradation est atteint dans la simulation SIMMER-III à  $t = 53.6$  s [28]. A partir de cet instant, les particules solides de combustible peuvent se déplacer dans les sous-canaux du sodium. La fusion du combustible ne débute que plus tard une fois que son enthalpie a atteint son enthalpie de solidus, sous l'effet d'une excursion de puissance décrite dans la suite ;
- dans MACARENa, la formation de particules solides n'est pas modélisée. La fusion du combustible débute lorsque sa température moyenne à une cote donnée atteint la température de solidus du combustible, ce qui se produit aussi sous l'effet d'une forte augmentation de la puissance comme dans la simulation SIMMER-III.

A partir de 53.6 s, l'évolution de la réactivité nette du cœur dans la simulation SIMMER-III est donc impactée par le déplacement axial de combustible solide dans la dérivation n° 9, alors que ce n'est pas le cas dans la simulation MACARENa.

6. Modèle de calcul présenté dans le paragraphe 3.2.2.

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

### • Second cycle de vidange-renoyage des pléniums du cœur interne

Une seconde vidange de tous les pléniums du cœur interne se produit autour de  $t = 54\text{ s}$ , de manière concomitante avec la dégradation du combustible dans la dérivation n° 9 de la simulation SIMMER-III. Son influence sur la réactivité du cœur est illustrée pour les deux simulations sur la figure 4.14. Cette vidange, qui se produit de nouveau de manière cohérente dans le cœur interne, conduit à une insertion d'antiréactivité supérieure à  $-1\text{ \$}$  dans le cœur pour les deux simulations (cf. étape ⑦ sur la figure 4.14), et fait chuter la puissance à 30 % de la puissance nominale (cf. figure 4.5). Cette nouvelle vidange des pléniums du cœur interne, aussi visible sur la figure 4.8 entre 54 s et 56 s sur l'exemple de la dérivation n° 1 de la simulation MACARENa, est aussi identifiée comme étant à l'origine de la diminution de puissance à cet instant dans la simulation SIMMER-III dans le document [28].

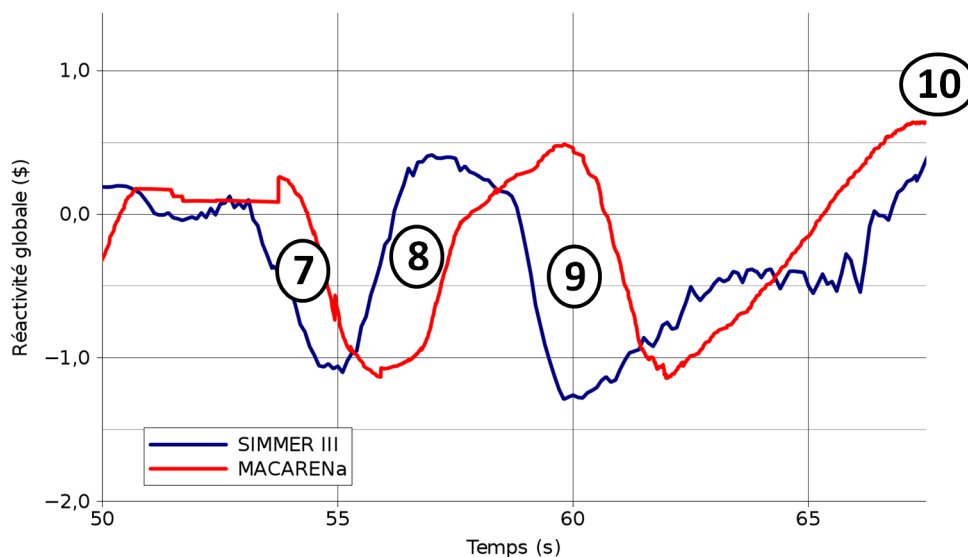


FIGURE 4.14 – Evolution temporelle de la réactivité globale dans le cœur avant et pendant l'excursion de puissance dans les simulations SIMMER-III et MACARENa

Comme cela s'était déjà produit à  $t = 49\text{ s}$  pour le même niveau de puissance, cette seconde vidange des pléniums du cœur interne est suivie de leur renoyage immédiat à  $t = 55\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III [28] et à  $t = 56\text{ s}$  dans la simulation MACARENa. Cette arrivée de sodium liquide dans une zone à effet de vide négatif augmente la réactivité globale du cœur de  $+1.5\text{ \$}$  dans les deux simulations (cf. étape ⑧ sur la figure 4.14). En conséquence, la puissance du cœur s'élève au-delà de 100 % de la puissance nominale (cf. figure 4.5, pic de puissance observé après 55 s). Du fait du maximum local de réactivité plus important dans la simulation MACARENa pour cette étape ⑧ (0.49 \$ au lieu de 0.41 \$ dans la simulation SIMMER-III), le pic de puissance observé dans la simulation MACARENa est plus important.

### • Vidange généralisée du cœur

Compte-tenu de ces conditions de puissance, l'ébullition réapparaît une troisième fois au sommet des colonnes fissiles et dans les pléniums du cœur interne (à  $t = 57\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III et à  $t = 60\text{ s}$  dans la simulation MACARENa). Cela diminue provisoirement la réactivité globale du cœur (cf. étape ⑨ sur la figure 4.14), mais cette ébullition n'est cette fois pas suivie de renoyages. Au contraire, des excursions de débit se produisent dans tous ces

assemblages car les puissances sont plus élevées que lors des cycles d'ébullition précédents, et ce dans les deux simulations.

Ce phénomène est illustré pour la dérivation n° 1 de la simulation MACARENa sur la figure 4.15. Alors que l'ébullition ne pénétrait jamais de plus de 8 cm dans le faisceau d'aiguilles de cette dérivation avant  $t = 60$  s, elle se propage sur les 35 cm de sa colonne fissile supérieure entre  $t = 60$  s et  $t = 63$  s, c'est-à-dire en 3 s seulement. A 63 s, l'ébullition débute dans la zone fissile inférieure, tandis que du sodium liquide se trouve confiné au niveau de la plaque fertile médiane plus froide. A 66 s, tout le sodium situé au niveau de la plaque fertile est, lui aussi, entré en ébullition. A cet instant, 80 % de la colonne combustible de cette dérivation est dénoyée.

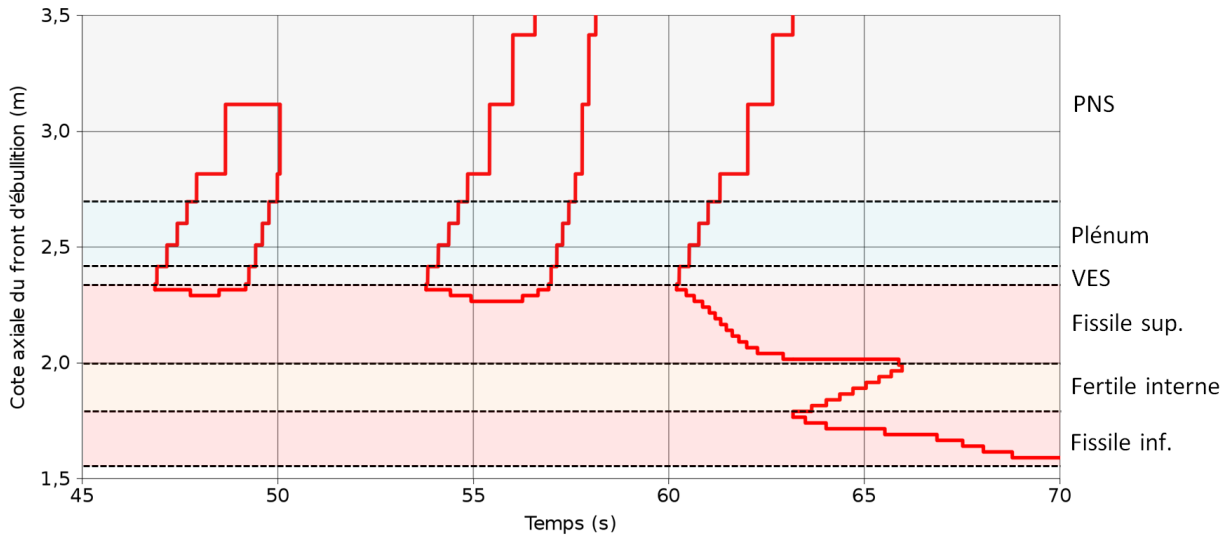


FIGURE 4.15 – Evolution des fronts d'ébullition dans la dérivation n° 1 de la simulation MACARENa. Mise en évidence de l'occurrence d'une excursion de débit à  $t = 60$  s dans cette dérivation

A l'image des premiers cycles de vidange-renoyage des plénums, ces excursions de débit se produisent de manière cohérente dans toutes les dérivations du cœur (à l'exception de la dérivation n° 9 pour laquelle elle s'est déjà produite plus tôt). Cela est confirmé par la figure 4.16, qui présente pour les deux simulations une carte de l'état du sodium (liquide ou diphasique) dans le cœur à  $t = 65$  s (instants de l'étape ⑩ sur la figure 4.14). A cet instant, dans les deux simulations, le front d'ébullition inférieur a atteint le milieu de la colonne fissile inférieure dans toutes les couronnes d'assemblage.

L'excursion de débit qui se produit dans toutes les dérivations du cœur se répercute sur l'évolution temporelle du débit total dans les deux simulations. Elle se traduit plus précisément par une diminution rapide de ce débit total, visible sur la figure 4.4 à  $t = 57$  s dans la simulation SIMMER-III et à  $t = 60$  s dans la simulation MACARENa.

- Augmentation de la puissance du cœur

La vidange de la quasi-intégralité des zones fissiles du cœur a pour conséquence une insertion de réactivité très importante, proche de +2\$ dans les deux simulations (cf. entre l'étape ⑨ et l'étape ⑩ de la figure 4.14). Cette insertion de réactivité entraîne une forte augmentation de la puissance, qui s'élève jusqu'à plusieurs fois la puissance nominale (2 fois dans la simulation SIMMER-III et plus de 3 fois dans la simulation MACARENa, cf. figure 4.5). Encore une fois, la



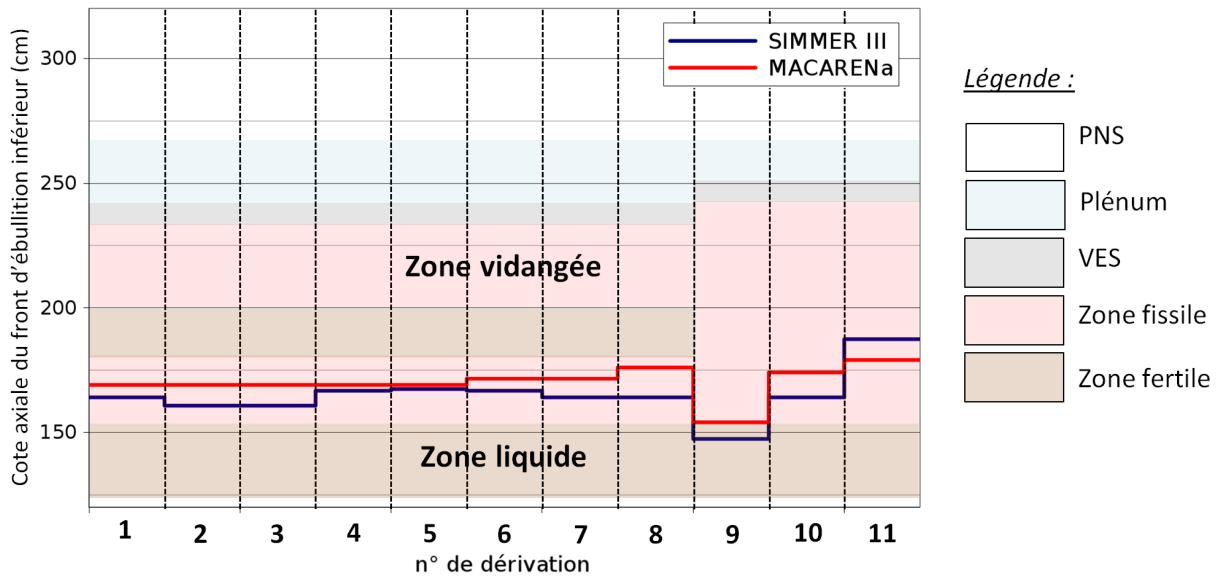


FIGURE 4.16 – Carte de l'état du sodium dans le cœur (délimitation entre les zones où le sodium est monophasique liquide et où il est diphasique) après la vidange généralisée du cœur dans les simulations SIMMER-III et MACARENa (étape 10 de la figure 4.14). Mise en évidence du dénoyage de la quasi-intégralité des colonnes fissiles du cœur à cet instant.

réactivité légèrement plus élevée dans la simulation MACARENa à cet instant (étape ⑩ sur la figure 4.14) explique le pic de puissance plus élevé pour cette simulation. Dans les deux cas, cette forte augmentation de la puissance entraîne la fusion du combustible, qui débute à  $t = 66$  s dans la simulation MACARENa, soit un peu plus tôt que dans la simulation SIMMER-III (où elle se produit à  $t = 69$  s [28]) du fait du niveau de puissance moins élevé dans cette simulation.

A partir de  $t \sim 69$  s, la phénoménologie des transitoires diffère, puisqu'une excursion de puissance se produit dans la simulation SIMMER-III alors qu'aucune excursion ne se produit dans MACARENa. Cette distinction est visible sur la figure 4.17, qui présente l'évolution de la réactivité (gauche) et de la puissance (droite) pour la fin du transitoire. La fin du transitoire est donc expliquée de manière distincte pour les deux simulations dans les paragraphes 4.1.4 (MACARENa) et 4.1.5 (SIMMER-III).

### 4.1.4 Fin du transitoire simulé avec MACARENa

- Dégradation généralisée du cœur

Dans la simulation MACARENa, la forte augmentation de puissance observée à partir de  $t = 66$  s entraîne une fusion généralisée des gaines dans le cœur, et une fusion du combustible dans la dérivation n° 9. Dans chaque dérivation, l'acier liquide est dans un premier temps entraîné vers le haut des colonnes fissiles, ce qui diminue la réactivité globale du cœur par paliers (cf. figure 4.17 entre 67 s et 70 s), à l'image de ce qui s'est déjà produit lors de l'étape ⑤ (cf. figure 4.12). Finalement, l'arrivée massive d'acier liquide en haut du cœur annule la puissance nucléaire totale. L'apport positif en réactivité des coulées gravitaires qui font suite à la formation de bouchons

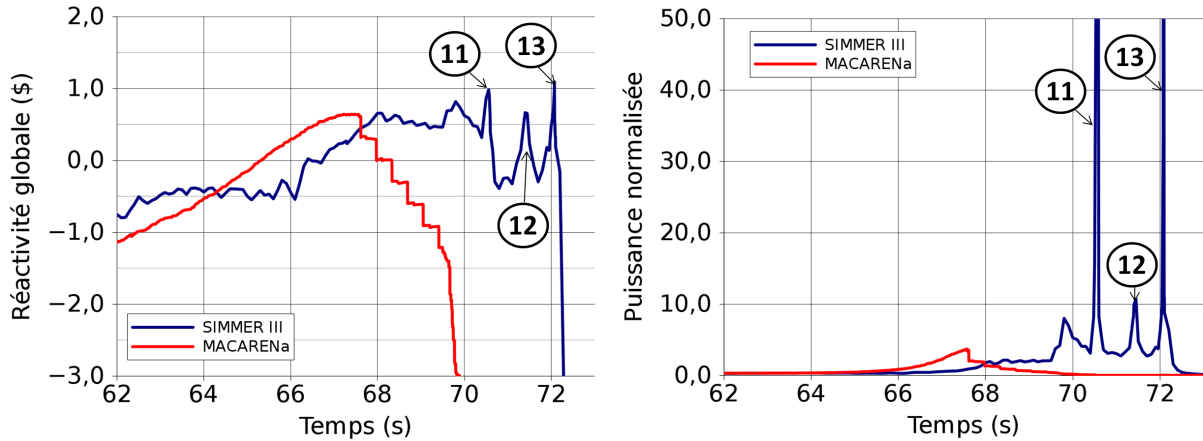


FIGURE 4.17 – Evolutions temporelles de la réactivité (gauche) et de la puissance (droite) à la fin du transitoire simulé avec MACARENa et SIMMER-III

supérieurs (qui se sont formés dans toutes les dérivation à partir de 73 s) n'est pas suffisant pour réaugmenter la puissance du cœur.

- Fin de la phase primaire

La première perte d'intégrité d'un TH dans la simulation MACARENa intervient au bout de 98 s, au milieu de la colonne fissile supérieure de la dérivation n° 3. Cet évènement intervient sous l'effet de la puissance résiduelle encore déposée dans les assemblages<sup>7</sup> environ 30 s après la forte augmentation de la puissance qui a mené à la fusion généralisée des gaines du cœur (à  $t = 67$  s).

L'état de dégradation du cœur à la fin du transitoire simulé par MACARENa (98 s) est finalement présenté en figure 4.18<sup>8</sup>. On y voit que :

- la fusion des gaines s'est produite de manière généralisée : des bains fondus d'acier liquide sont présents dans toutes les dérivation du cœur ;
- tout l'acier liquide des zones fissiles supérieures du cœur interne et la quasi-totalité de celui des zones fissiles inférieures a fondu. La plaque fertile médiane est pour le moment encore intacte dans toutes les couronnes du cœur interne ;
- l'état de dégradation est plus avancé pour le cœur externe. Un bain de combustible s'est formé au-dessus du bain d'acier dans la dérivation n° 9, et les gaines des dérivation n° 10 et 11 sont fondues à plus de 85 %.

#### 4.1.5 Fin du transitoire simulé avec SIMMER-III

- Dégradation généralisée du cœur

Dans la simulation SIMMER-III, l'effondrement des particules solides du combustible conduit à leur compaction dans la dérivation n° 9 à  $t = 70$  s [28]<sup>9</sup>. Cette compaction du combustible a un impact important sur la réactivité nette du cœur, et entraîne un premier dépassement de la criticité prompte (étape ⑪ sur la figure 4.17). Il s'ensuit une fusion généralisée très rapide du cœur

7. La puissance résiduelle est de l'ordre de 3% de la puissance nominale à cet instant du transitoire.

8. Sur cette figure, les numéros de bains font référence à la figure 3.9.

9. On rappelle que la dégradation du combustible sous forme de particules solides n'est pas modélisée dans MACARENa. Cette compaction du combustible ne peut donc pas être reproduite par cet outil.

#### 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

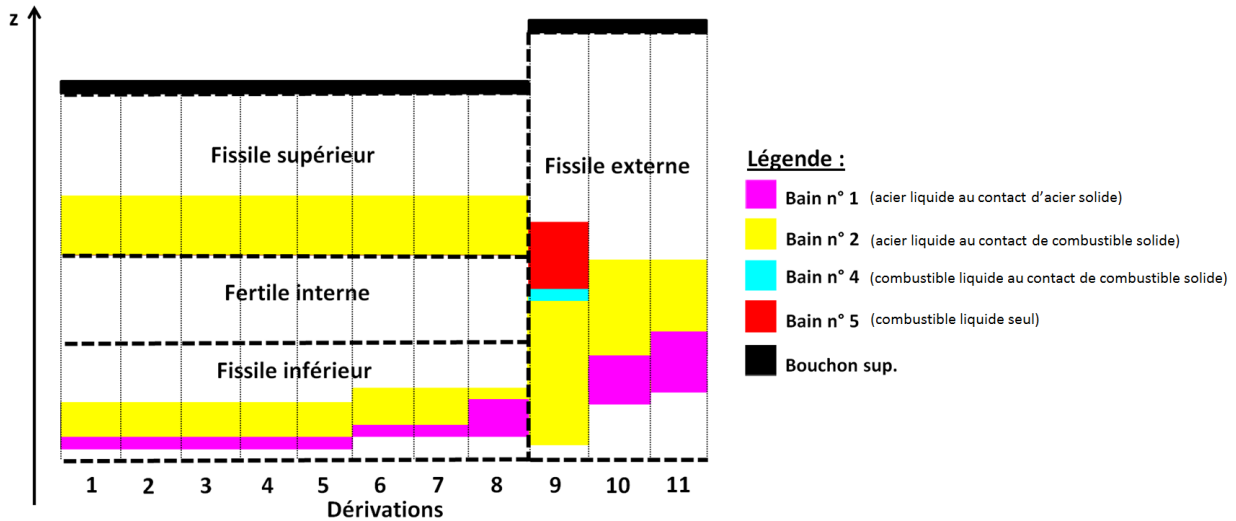


FIGURE 4.18 – Etat de dégradation du cœur à la fin du transitoire simulé avec MACARENa

(combustible et acier), puis une annulation rapide de la puissance due aux effets neutroniques résultants de la relocalisation des matières fondues (acier et combustible) dans le cœur. L'état du cœur après ce premier dépassement de la criticité prompt dans cette simulation est illustré sur la figure 4.19. Comme dans la simulation MACARENa, un bouchon supérieur s'est formé dans toutes les dérivationes, et la plaque fertile médiane reste intacte à ce stade du transitoire, tandis que les zones fissiles sont largement dégradées. Par contre, le dépassement du seuil de criticité prompt dans cette simulation a engendré la fusion généralisée du combustible dans la zone fissile supérieure du cœur interne, ce qui n'était pas le cas dans la simulation MACARENa.

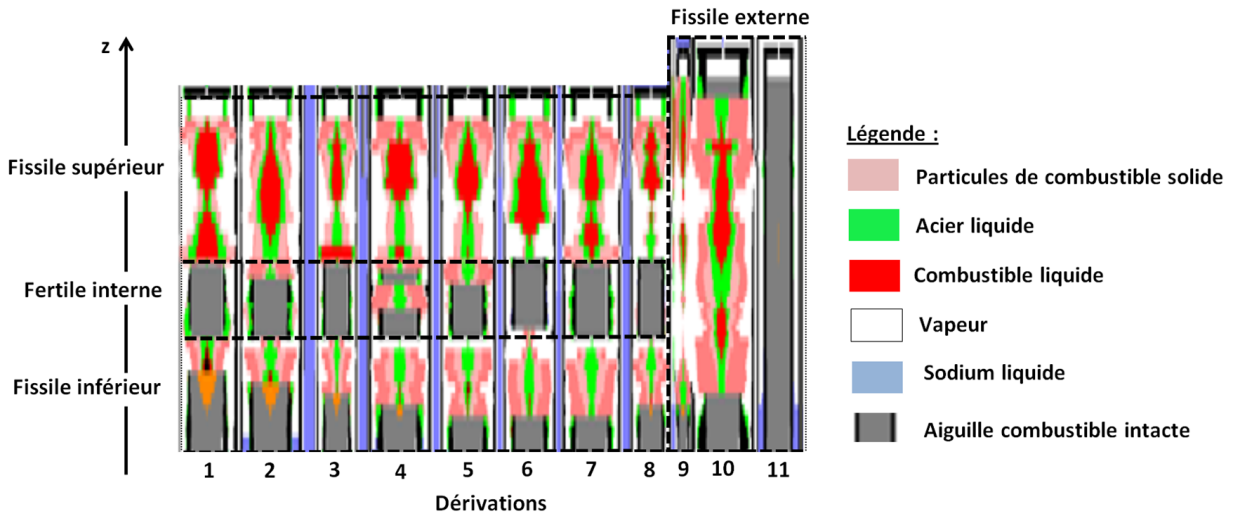


FIGURE 4.19 – Etat de dégradation du cœur après la première excursion de puissance dans la simulation SIMMER-III

Un renoyage des plénums par du sodium en provenance du collecteur chaud est ensuite à l'origine d'un second pic de puissance (largement inférieur au premier, cf. étape ⑫ sur la figure 4.17) [28]. Enfin, la dégradation de la dernière couronne d'assemblage (qui était encore intacte

après la première excursion de puissance, *cf.* figure 4.19), entraîne une seconde excursion de puissance dans le cœur [28] (*cf.* étape ⑬ sur la figure 4.17).

- Fin de la phase primaire

La première perte d'intégrité d'un TH se produit beaucoup plus tôt dans la simulation SIMMER-III, à  $t = 57\text{ s}$  (soit  $9\text{ s}$  seulement après le premier instant de fusion des gaines), dans la dérivation n° 9. L'origine de cette perte d'intégrité précoce dans les transitoires simulés avec SIMMER-III a déjà fait l'objet d'études et est expliquée par le défaut de modélisation suivant [139].

Le combustible se dégrade dès  $t = 53.6\text{ s}$  sous forme de débris solides. Le TH est alors au contact d'un fluide comportant trois phases distinctes :

- le gaz (principalement composé de vapeur de sodium) ;
- les particules de combustible solide ;
- l'acier liquide.

Les transferts thermiques entre l'acier liquide et le TH dépendent du régime d'écoulement du liquide à proximité des parois du TH. Dans SIMMER-III, ce régime d'écoulement de l'acier liquide ne dépend que du taux de présence de gaz dans la maille, et pas du taux de présence de particules solides. Pour un fort taux de présence de particules solides comme c'est le cas dans l'assemblage après la dégradation du combustible (taux de présence de l'ordre de 60%), SIMMER-III identifie dans l'acier liquide un régime de convection naturelle à bulles, alors que les transferts thermiques s'opèrent en réalité essentiellement par conduction. Ceci conduit à une surévaluation conséquente de la vitesse du liquide et des transferts thermiques à proximité des parois du TH.

NB : tant que le TH de l'assemblage voisin n'est pas rompu, cette rupture précoce n'a pas d'influence sur le transitoire simulé par SIMMER-III puisqu'aucune matière fondue ne peut se propager d'assemblage en assemblage<sup>10</sup>. En l'occurrence, la perte d'intégrité du TH de la dérivation 10 n'intervient qu'au bout de  $66\text{ s}$  dans la simulation SIMMER-III (soit juste avant la première excursion de puissance).

### 4.1.6 Synthèse de la comparaison MACARENa et SIMMER III

- Les deux simulations (effectuées avec SIMMER-III et MACARENa) sont en très bon accord vis-à-vis de la phénoménologie observée dans le cœur pendant la première partie du transitoire de référence considéré dans ce paragraphe 4.1 (jusqu'à  $t \sim 68\text{ s}$ ). Les séquences d'évènements sont très proches, en termes d'instant caractéristiques, de localisations des évènements dans le cœur et de l'apport en réactivité qu'ils entraînent à l'échelle du cœur. Les séquences d'évènements observées jusque-là dans les deux simulations sont synthétisées dans le tableau 4.2.

- Le transitoire ULOF-PP étudié dans ce paragraphe 4.1 est caractérisé par une phénoménologie très différente (retrouvée par les deux simulations) dans :

- la dérivation n° 9 du cœur externe, dans laquelle se produit une excursion de débit dès l'apparition de l'ébullition ;
- le cœur interne, où l'ébullition dans le plénum est dans un premier temps suivie de son renoyage en raison du niveau de puissance plus faible à cet instant.

---

<sup>10</sup>. Tel que modélisé dans cette simulation SIMMER-III, les matières fondues ne peuvent pas non plus se déplacer dans l'espace inter-assemblage.

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

Dérivation n°9			Cœur		
Événement	SIMMER-III	MACARENa	Événement	SIMMER-III	MACARENa
	Instant (s)	Instant (s)		Instant (s)	Instant (s)
Ébullition locale	33.5	-	Début de l'excursion de débit dans la dérivation n°9	39.6	37.5
Ebullition généralisée	39.6	37.5	1 <sup>ère</sup> vidange des plénums du cœur interne	46.1	46.8
Assèchement des gaines	-	43.7	1 <sup>er</sup> renoyage des plénums du cœur interne	49.6	49.2
Fusion des gaines	47.9	47.9	2 <sup>nde</sup> vidange des plénums du cœur interne	53.1	53.8
Formation d'un bouchon supérieur	≈ 52	51.4 → 53.7	2 <sup>nd</sup> renoyage des plénums du cœur interne	55.0	55.8
Dégradation du combustible sous forme de particules solides	53.6	-	3 <sup>ème</sup> vidange des plénums du cœur interne	57.5	60
Fusion du combustible	69	66	Vidange généralisée du cœur et forte augmentation de la puissance	68	66

TABLEAU 4.2 – Synthèse des événements caractéristiques observés dans la première partie d'un ULOF-PP simulé avec SIMMER-III et MACARENa

Les oscillations de puissance liées à ces différents régimes d'ébullition sont finalement à l'origine de la vidange généralisée du cœur après 65 s, qui a pour conséquence une augmentation de la puissance du cœur.

- La fin du transitoire diffère dans les deux simulations. Il convient, en tant que perspectives, de :
  - s'interroger sur la modélisation la dégradation du combustible sous forme de particules solides et le calcul de leur déplacement qui impacte la réactivité du cœur. C'est en effet la compaction de ce combustible solide qui est à l'origine de la première excursion de puissance dans la simulation SIMMER-III (étape ⑭). Le même phénomène est à l'origine de la seconde excursion de puissance (étape ⑬) ;
  - d'améliorer la modélisation de la neutronique lorsque la géométrie du cœur évolue (évolution spatiale du flux neutronique et meilleure évaluation des effets neutroniques couplés de différentes dégradations) ;
  - modéliser le retour de sodium en provenance du collecteur chaud jusque dans les plénums, qui peut aussi avoir un effet en réactivité non négligeable (étape ⑫).

Finalement, cette comparaison des transitoires ULOF simulés avec MACARENa et SIMMER-III considérant les mêmes paramètres d'entrée permet de conforter la capacité de l'outil MACARENa à simuler correctement ce type de transitoire.

Dans le paragraphe 4.2, l'impact des hypothèses qui ont été considérées pour le calcul de ce transitoire de référence (dans MACARENa et SIMMER-III cf. page 146) est évalué au moyen d'études paramétriques.

### 4.2 Etude paramétrique du transitoire ULOF-PP

L'objectif de ce paragraphe 4.2 est de mettre en lumière la variabilité du transitoire de référence présenté dans le paragraphe 4.1 en fonction de quelques paramètres d'entrée. En l'occurrence,

L'impact du cycle d'irradiation est étudié dans le paragraphe 4.2.1 et celui des différentes contre-réactions neutroniques est traité dans le paragraphe 4.2.2.

### 4.2.1 Etude paramétrique sur le cycle d'irradiation du cœur

Cette première étude paramétrique vise à évaluer l'impact du cycle d'irradiation du cœur sur le transitoire étudié dans le paragraphe 4.2. A cette fin, ce transitoire caractérisé par un temps de demi-débit de 9 s est simulé pour différents cycles d'irradiation :

- début de vie (*i.e.* avec du combustible neuf, il s'agit du transitoire de référence présenté en 4.2) ;
- début de cycle d'irradiation ;
- fin de cycle d'irradiation.

Le cycle d'irradiation impacte :

- le coefficient d'échange global entre la pastille et la gaine, qui est pris constant et égal à la valeur considérée dans SIMMER-III ( $5673 W/(m^2.K)$ ) pour un cœur en début de vie, et qui varie comme indiqué dans le tableau 2.1 pour un cœur en début et en fin de cycle ;
- le profil axial de puissance dans chaque assemblage, qui varie comme illustré sur la figure 4.20 sur l'exemple de la puissance moyenne des assemblages regroupés la dérivation n° 1. Cette distribution de puissance est la même en début de vie et en début de cycle. En fin de cycle par contre, la part de puissance produite dans les zones fertiles du cœur augmente vis-à-vis de celle qui est produite dans les zones fissiles ;
- la nappe radiale de puissance dans le cœur, qui varie comme indiqué dans le tableau 4.3. En début de cycle, la nappe de puissance dans le cœur est relativement plate bien que présentant un maximum local dans la première dérivation du cœur externe. En fin de cycle par contre, la part de puissance produite dans le cœur externe diminue considérablement. La majeure partie de la puissance produite dans le cœur est alors issue du cœur interne. Le maximum local de puissance est cette fois localisé dans la troisième dérivation.

Numéro de dérivation	Cœur interne								Cœur externe		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Puissance moyenne nominale en début de vie et en début de cycle	5.37	5.34	5.38	5.39	5.34	5.18	5.08	4.89	<b>5.59</b>	5.27	5.02
Puissance moyenne nominale en fin de cycle	5.79	5.81	<b>5.82</b>	5.81	5.68	5.46	5.17	4.83	5.47	4.82	4.48

TABLEAU 4.3 – Puissance moyenne d'un assemblage dans chaque couronne pour le cœur CFV-V3 en début et en fin de cycle (en MW/ass)

### Résultats de la sensibilité au cycle d'irradiation

Les évolutions de puissance simulées par MACARENa dans les trois cas sont présentées sur la figure 4.21. Il apparaît de manière générale que :

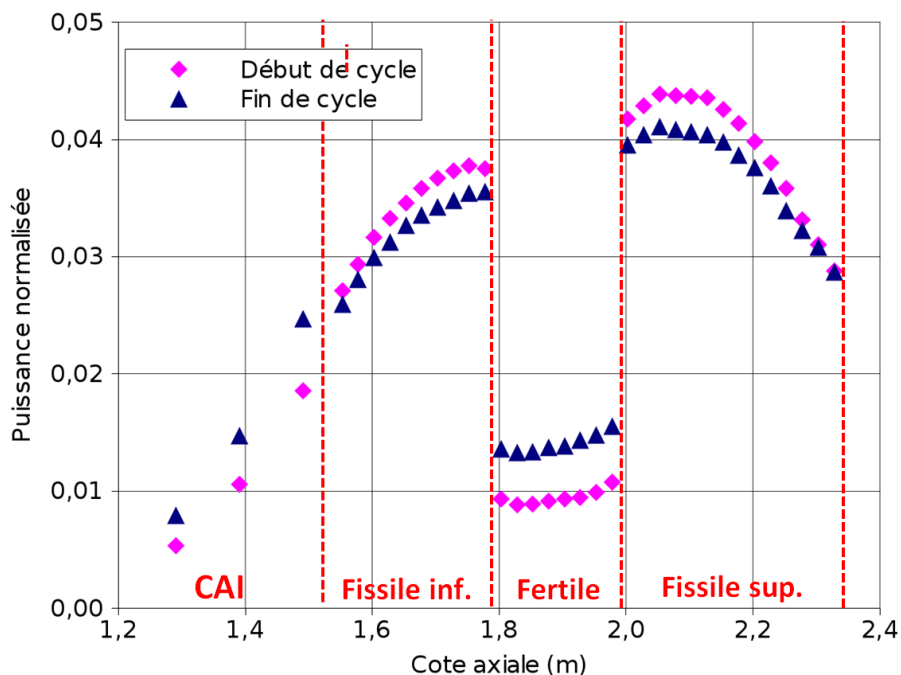


FIGURE 4.20 – Distributions axiales de puissance moyenne (normalisée) dans la première couronne du cœur CFV-V3 en début et en fin de cycle

- le déroulement du transitoire pour un cœur en début de vie et en début de cycle est très similaire, bien que la séquence d'évènements soit avancée de quelques secondes pour le début de cycle ;
- la phénoménologie du transitoire diffère pour un cœur en fin de cycle.

#### Phénoménologie observée en fin de cycle d'irradiation

Les niveaux de puissance des assemblages du cœur interne en fin cycle (*cf.* tableau 4.3) sont tels que l'ébullition y apparaît très tôt vis-à-vis du transitoire de référence, dès  $t = 31.6 s$  dans la dérivation n° 3. A  $t = 31.9 s$ , les plénums des 4 dérivation centrales sont déjà vidangés, ce qui conduit à une insertion d'antiréactivité de  $-0.35 \$$  dans le cœur. La puissance totale, qui est de 80 % de la puissance nominale au début de l'ébullition, diminue ainsi jusqu'à 55 % de la puissance nominale. Ce niveau de puissance très élevé ne permet pas de maintenir l'ébullition au sommet des colonnes fissiles supérieures. Des excursions de débit très rapides se produisent en même temps dans ces dérivation du cœur interne. Le dénoyage de ces faisceaux d'aiguilles (zones à effet de vide positif) insère une réactivité de l'ordre de  $+1 \$$  dans le cœur, ce qui élève la puissance à 1.4 fois la puissance nominale dès  $t = 38 s$ . Ce même niveau de puissance ne sera atteint qu'au bout de 58 s pour un cœur en début de cycle.

Dès  $t = 40.8 s$ , les premiers mouvements axiaux de gaines dans la dérivation n° 2 perturbent l'évolution de la puissance, rapidement suivis des mêmes mouvements dans les dérivation n° 3 et 4. Comme c'était déjà le cas après l'excursion de puissance du transitoire de référence, l'arrivée massive d'acier liquide au sommet des colonnes fissiles supérieures de ces trois dérivation insère une antiréactivité importante, qui conduit rapidement à l'annulation de la puissance du cœur.

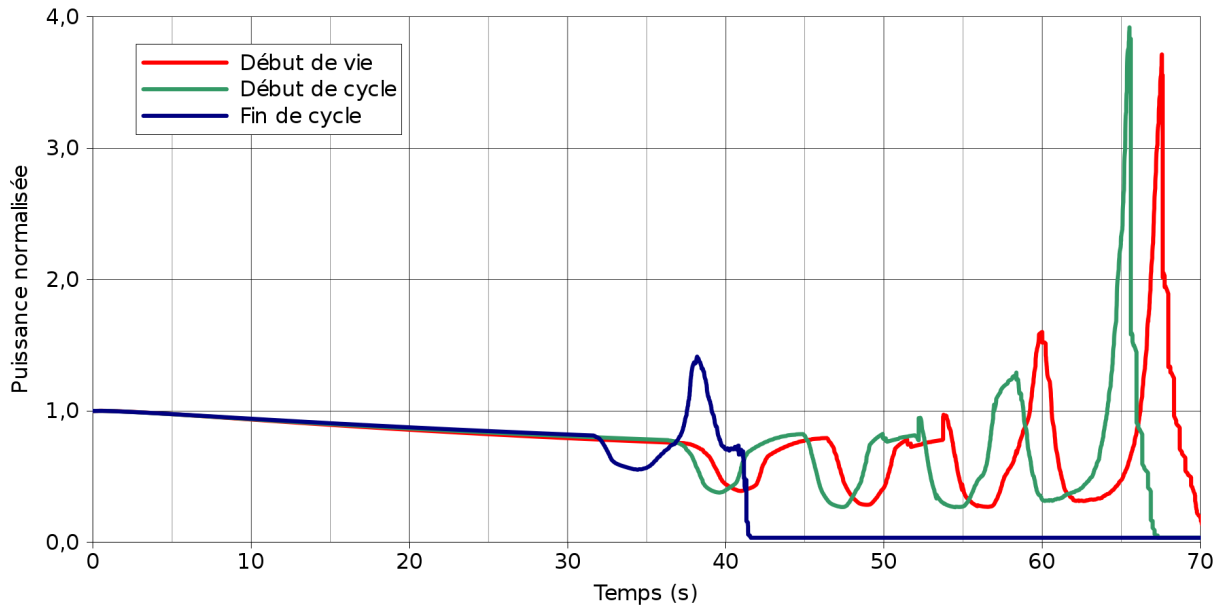


FIGURE 4.21 – Evolutions temporelles de la puissance totale simulées par MACARENa pour un cœur en début de vie, en début de cycle et en fin de cycle

Une autre distinction importante entre ces calculs en fin et en début de cycle concerne l'état dégradé final du cœur. Comme on peut le voir sur la figure 4.22 :

- pour le transitoire de référence (début de vie), la dégradation du cœur débute dans le cœur externe (dérivation n° 9) puis se propage à tout le cœur sous l'effet d'une augmentation de la puissance du cœur après 65 s de transitoire (*cf.* figure 4.18). Pour le transitoire calculé en fin de cycle d'irradiation, la dégradation débute dans le cœur interne et ne se propage pas dans le cœur externe. A l'état final, seule une partie du cœur interne est donc dégradé ;
- pour le transitoire de référence, le niveau de puissance produite dans les zones fertiles est suffisamment faible pour que la plaque fertile médiane du cœur interne reste intacte jusqu'à la fin du transitoire. Deux bains fondus distincts (correspondant aux zones fissile inférieure et fissile supérieure) existent donc dans les dérivations du cœur interne. Pour un transitoire en fin de cycle d'irradiation, étant donné le plus haut niveau de puissance produite dans les zones fertiles, les gaines de la plaque fertile médiane fondent aussi. Un seul bain fondu d'une hauteur de 30 cm environ, regroupant l'acier des zones fissile supérieure, fissile inférieure et fertile médiane, est donc présent dans les dérivations n° 2, 3 et 4.

Selon le cycle d'irradiation du cœur, la phénoménologie observée durant le transitoire diffère donc considérablement. Une seconde étude paramétrique concernant l'influence des contre-réactions neutroniques sur le déroulement du transitoire est présentée dans le paragraphe 4.2.2.

### 4.2.2 Etude paramétrique sur les contre-réactions neutroniques

Le logiciel de calculs d'accidents graves SIMMER-III ne modélise ni les contre-réactions neutroniques liées à la dilatation des solides dans le cœur (comubstible, gaine et TH), ni les effets neutroniques systèmes (effet sommier et effet CCB). Ce paragraphe vise à étudier l'influence que pourraient avoir ces contre-réactions sur le transitoire de référence présenté dans le paragraphe 4.2. A cette fin, les cas suivants, incluant différents effets neutroniques, sont étudiés :



## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

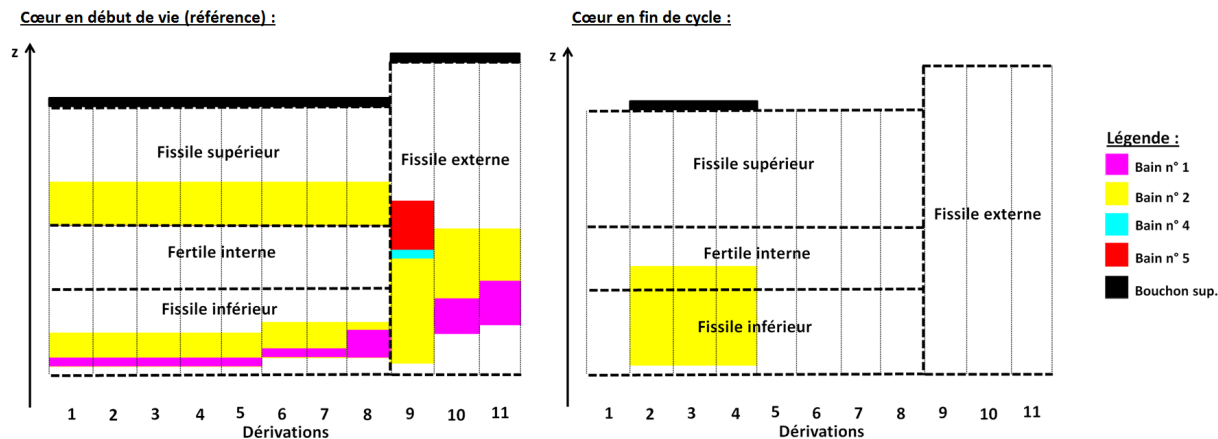


FIGURE 4.22 – Comparaison entre les états dégradés obtenus en fin d'ULOF-PP en début de vie et en fin de cycle avec MACARENA

- simulation n° 1 : contre-réactions neutroniques considérées dans SIMMER-III (contre-réactions Doppler, de dilatation/vidange du sodium et de déplacement des matières fondues seulement). Il s'agit du transitoire de référence présenté dans le paragraphe 4.2 ;
- simulation n° 2 : contre-réactions de dilatation des solides (gaine, combustible et TH) en plus de celles de la simulation n° 1 ;
- simulation n° 3 : contre-réactions neutroniques liées aux effets systèmes (effet sommier et effet CCB) en plus de celles de la simulation n° 2. Ceci correspond à l'ensemble des contre-réactions simulées par le code CATHARE2.

### Évolutions temporelles des contre-réactions neutroniques

Les évolutions temporelles des contre-réactions neutroniques sont données pour le début de chaque transitoire sur la figure 4.23. Cette figure souligne que :

- l'apport global en réactivité lié à la dilatation des solides est négatif (*cf.* simulation n° 2). En effet, les apports positifs en réactivité liés à la dilatation des gaines et des TH (qui valent respectivement 0.04\$ et 0.01\$ au bout de 40 s) sont inférieurs en valeur absolue à l'insertion d'antiréactivité liée à la dilatation du combustible (qui vaut  $-0.16\$$  au même instant) ;
- puisque la température du sodium à l'entrée du cœur est constante pendant le transitoire, l'insertion de réactivité liée à l'effet sommier est nulle (*cf.* simulation n° 3) ;
- l'effet CCB a un impact non négligeable sur cette première partie du transitoire, puisqu'il insère une antiréactivité de l'ordre de  $-0.07\$$  au bout de 40 s de transitoire.

### Évolutions temporelles de la puissance

Les évolutions de puissance sont données pour les trois simulations sur la figure 4.24. Conformément à ce qui peut être déduit des évolutions des contre-réactions neutroniques de la figure 4.23, la prise en compte des contre-réactions liées à la dilatation des solides d'une part et à l'effet CCB d'autre part accélère la décroissance de puissance pour la première partie du transitoire, avant l'ébullition. Ces différences d'évolution ont des conséquences importantes sur la suite du transitoire, résumées dans le tableau 4.4.

## 4.2 Etude paramétrique du transitoire ULOF-PP

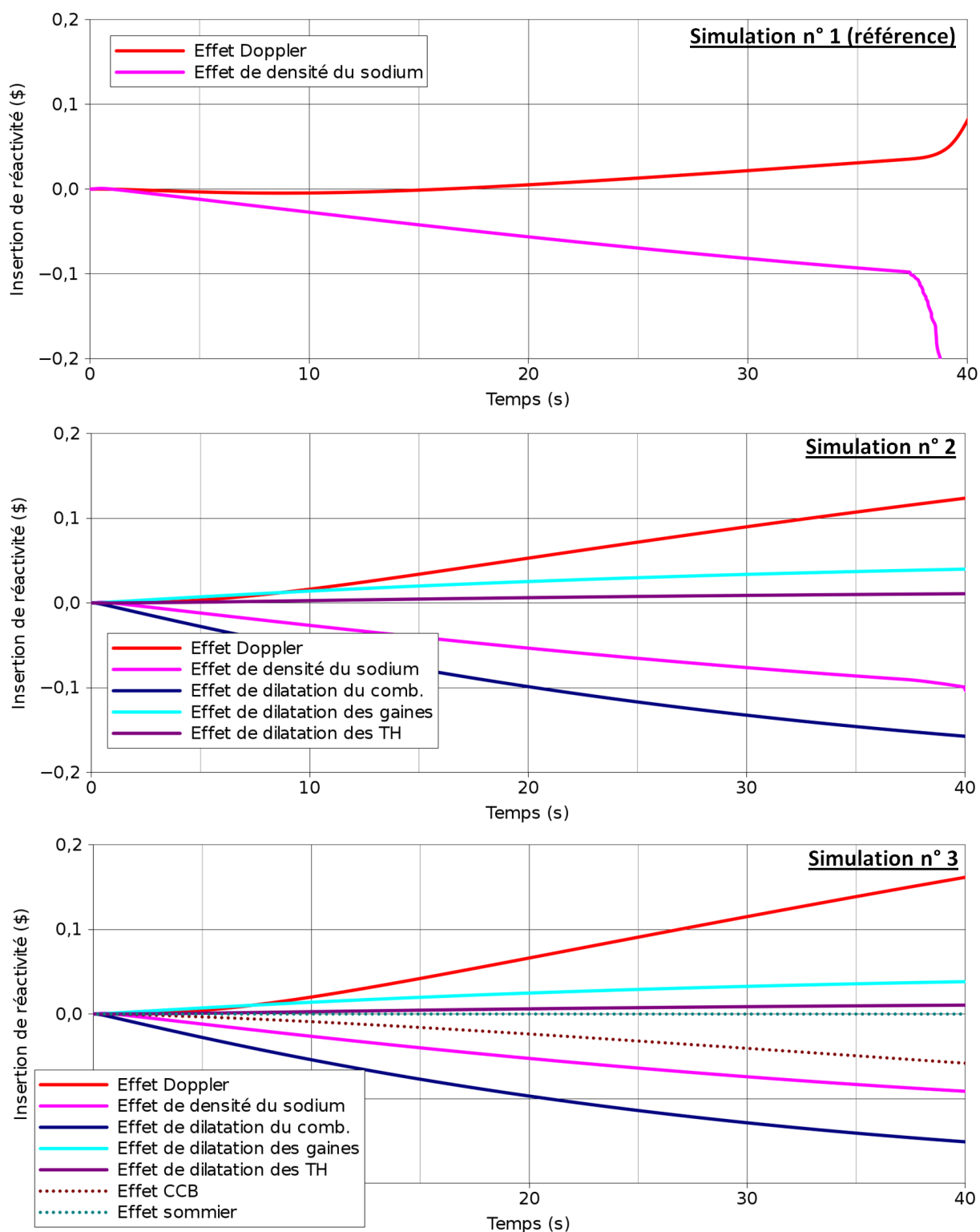


FIGURE 4.23 – Evolutions temporelles des différents apports en réactivité pour le début de chaque transitoire simulé MACARENa

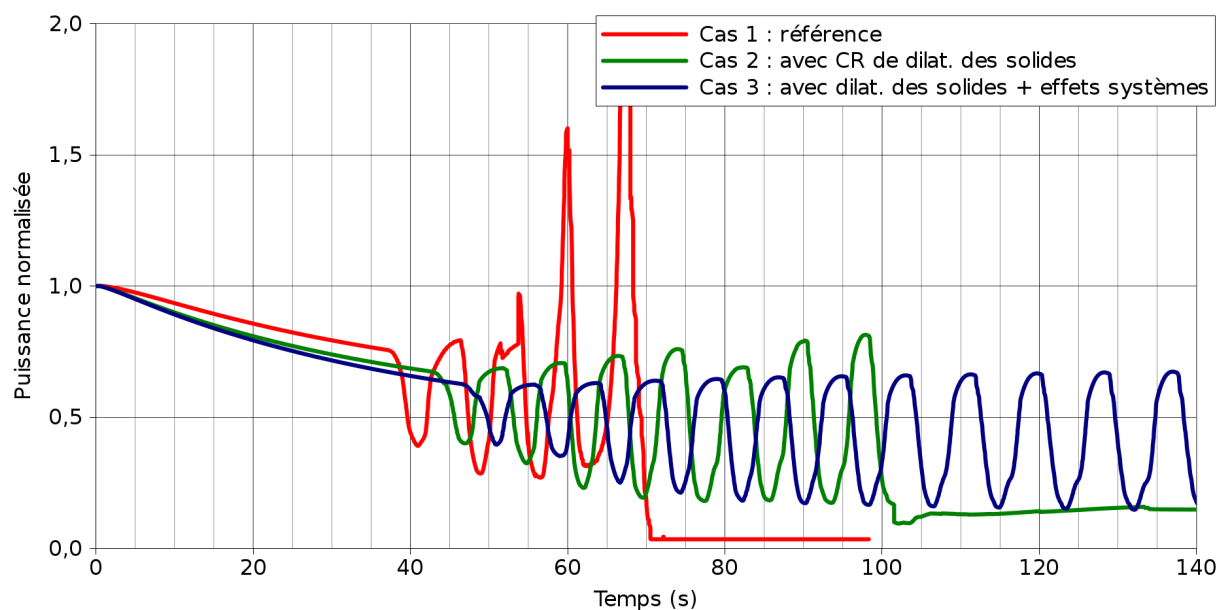


FIGURE 4.24 – Evolution temporelle de la puissance totale simulée par MACARENa pour différentes prises en compte des contre-réactions neutroniques

	Simulation 1 (référence)	Simulation 2	Simulation 3
Instant de début d'ébullition (s)	37.5	43	47
Puissance au début de l'ébullition (% de la puissance nominale)	75%	67%	63%
Premier instant de fusion des gaines (s)	47.9	101	Non atteint

TABEAU 4.4 – Impact de la prise en compte des différentes contre-réactions neutroniques sur le premier instant d'ébullition, la puissance à cet instant, et sur le premier instant de fusion des gaines

Pour la simulation n° 2, la puissance au premier instant d'ébullition est plus faible de 8% par rapport au cas de référence. Cette différence permet d'éviter l'occurrence d'une excursion de débit dans la dérivation n° 9 dès l'apparition de l'ébullition. Les cycles de vidange-renoyage des plénums du cœur se répètent 7 fois avant que la puissance ne devienne trop importante et n'entraîne cette fois la fusion des gaines. Ce premier instant de dégradation du cœur intervient plus de 50 s plus tard que pour le cas de référence, et l'état de dégradation du cœur à la fin du transitoire est moins avancé que pour la simulation de référence.

Pour la simulation n° 3, la différence de puissance au premier instant d'ébullition avec le cas de référence est de 12%. Cet écart considérable permet d'éviter l'occurrence d'une excursion de débit sur toute la durée du transitoire (*i.e.* jusqu'à  $t = 200$  s). Les cycles de vidange-renoyage des plénums du cœur se trouvent donc être stabilisés par la prise en compte des contre-réactions neutroniques liées aux dilatations des solides et aux effets systèmes. Le cœur ne se dégrade pas au cours du transitoire de cette troisième simulation.

#### 4.2.3 Synthèse des études paramétriques

- Les études paramétriques réalisées dans les paragraphes 4.2.1 et 4.2.2 montrent sur deux cas concrets (influence du cycle et des contre-réactions neutroniques) que, selon les hypothèses de calcul considérées (conditions initiales, modèles, *etc.*), la phénoménologie observée au cours du transitoire varie considérablement.

- L'étude paramétrique consacrée à l'influence du cycle d'irradiation (paragraphe 4.2.1) a montré que pour un cœur en fin de cycle d'irradiation, l'ébullition apparaît plus tôt, mais que le cœur est moins dégradé<sup>11</sup> à la fin de la phase primaire que pour un cœur en début de cycle.

- L'étude paramétrique consacrée à l'influence des contre-réactions neutroniques (paragraphe 4.2.2) a montré le caractère fortement stabilisant des contre-réactions liées aux dilatations des solides et aux effets systèmes, contre-réactions qui ne sont pas modélisées dans le code d'accident grave SIMMER-III.

- Ces observations justifient l'adoption d'une approche physico-statistique pour l'étude de tels accidents graves. Cette approche permet en effet de prendre en compte la variabilité des paramètres d'entrée (configuration du cœur avant l'accident, caractéristiques du transitoire et incertitudes liées aux modèles physiques) et de conclure quantitativement à propos de leur influence sur le déroulement du transitoire. Une telle étude est menée à bien dans le paragraphe 4.3 à propos du transitoire de type Manque de Tension Généralisé (MdTG)<sup>12</sup>, dont l'occurrence est plus probable que celle d'un transitoire ULOF-PP.

### 4.3 Etude physico-statistique du transitoire ULOF-MdTG

Le paragraphe 4.1 a montré que les simulations SIMMER-III et MACARENa d'un même transitoire de référence sont très concordantes pour la première partie du transitoire. La séquence accidentelle varie cependant considérablement en fonction des paramètres d'entrée (configuration du cœur avant le transitoire tel que le cycle, caractéristiques du transitoire, paramètres de

---

11. En termes de quantité de matières fondues dans le cœur.

12. C'est-à-dire supposant le déclenchement des pompes primaires et secondaires.

modèles physiques tels que les contre-réactions neutroniques, *etc.*), comme mis en exergue dans le paragraphe 4.2, justifiant l'utilisation d'une approche physico-statistique.

Ce paragraphe 4.3 présente une telle étude physico-statistique préliminaire réalisée avec MACARENa pour un transitoire ULOF-MdTG, c'est-à-dire supposant le déclenchement des pompes primaires et secondaires. Le premier paragraphe 4.3.1 synthétise la classification des incertitudes généralement considérée pour les études de propagation d'incertitudes. L'identification des paramètres incertains qui doivent être pris en compte pour cette première étude et de leur distribution de probabilité sont ensuite réalisées dans le paragraphe 4.3.2. Les principales caractéristiques de l'étude (nombre de simulations, temps de calculs, *etc.*) sont décrites dans le paragraphe 4.3.3. Enfin, les résultats proprement dits sont synthétisés dans les paragraphes 4.3.5 et 4.3.6.

### 4.3.1 Classification générale des incertitudes

Ce premier paragraphe vise dans un premier temps à identifier les différents types et sources d'incertitudes qui seront rencontrés dans le cadre de l'étude physico-statistique.

#### Les sources d'incertitudes

De manière générale, l'incertitude associée à un calcul peut provenir soit du modèle physique considéré, soit de ses paramètres d'entrée. Selon cette origine, les incertitudes peuvent donc être classifiées en deux catégories distinctes [140] :

- les incertitudes paramétriques ;
- les incertitudes de modèle.

Le premier type d'incertitudes a seulement pour origine la variabilité des données d'entrée du modèle, tandis que la seconde a pour origine la différence entre les prédictions du modèle physique et la réalité.

#### Les types d'incertitudes

En plus de leur classification sur la base de leur origine, les incertitudes peuvent être classées selon leur type [140]. Il existe :

- les incertitudes de type aléatoire, aussi appelées incertitudes stochastiques, liées à la variabilité naturelle d'un phénomène physique. Ces incertitudes sont mesurables (lors d'expériences ou de simulations par exemple) mais irréductibles puisqu'inhérentes à la variabilité naturelle des phénomènes [141].;
- les incertitudes de type épistémique, liées au manque de connaissance, ou au caractère imprécis de ces connaissances. Elles sont non mesurables mais réductibles, puisque de nouvelles connaissances peuvent réduire, voire éliminer ce type d'incertitude [141].

De manière générale, les incertitudes liées à un calcul peuvent donc être classifiées en fonction de leur source et de leur type comme schématisé sur la figure 4.25.

### 4.3.2 Identification des paramètres incertains et de leur distribution de probabilité

Concernant la simulation d'un transitoire MdTG, les incertitudes paramétriques peuvent concerner soit la configuration du cœur avant l'accident, soit le déroulement du transitoire. On distinguera donc dans la suite :

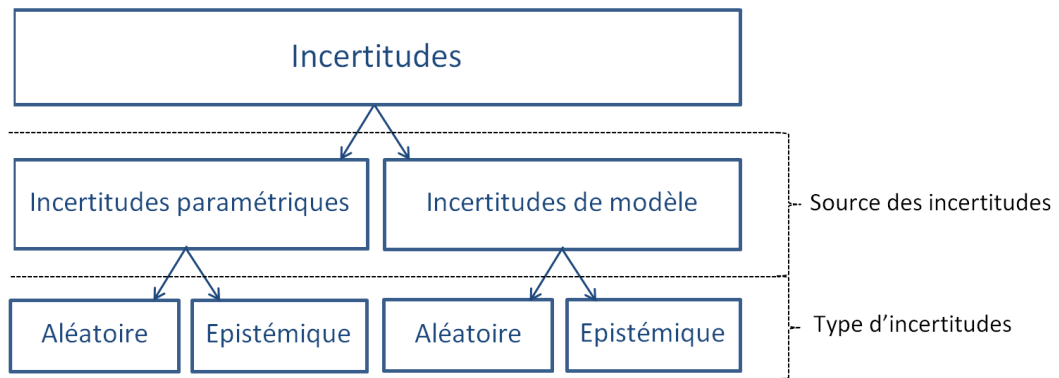


FIGURE 4.25 – Classification générale des incertitudes dans l’analyse de risque (d’après [140])

- les incertitudes paramétriques liées à la conception ou la configuration du cœur avant l’accident ;
- les incertitudes paramétriques liées au déroulement du transitoire accidentel ;
- les incertitudes de modèle, liée par définition à la modélisation de la physique dans MACA-RENa ;
- les incertitudes liées au maillage du cœur (discrétisation axiale de chaque assemblage, découpage du cœur en dérivations, *etc.*) ;

Ces incertitudes sont prises en compte dans l’étude physico-statistique par une distribution de probabilité appliquée à chaque paramètre identifié comme incertain. L’identification de ces paramètres incertains susceptibles d’influencer le transitoire s’est appuyée sur une analyse bibliographique des travaux existants [79,93].

Pour cette étude physico-statistique préliminaire, 26 paramètres sont considérés comme incertains. Ils sont synthétisés dans le tableau 4.5, dans lequel ils sont associés à leur distribution de probabilité. Selon leur nature (en l’occurrence uniforme, triangulaire ou normale tronquée), ces distributions sont caractérisées par 2 à 4 paramètres définis dans le tableau 4.6.

L’identification de la distribution de probabilité associée aux variables aléatoires s’est appuyée sur les données expérimentales, les données issues de simulations ou les données de conception du cœur. Pour les variables épistémiques, ces distributions sont généralement déduites de l’avis d’experts. Ci-après, la description de chaque paramètre incertain, associé aux références bibliographiques qui ont permis d’identifier sa distribution de probabilité, est listée.

• Paramètres de configuration du cœur

- 1- *Puissance nominale du réacteur* : les objectifs de conception d’ASTRID visent une plage de variation de la puissance nominale de  $\pm 4\%$  pour le pilotage du réacteur, mais le seuil d’arrêt d’urgence est fixé à 107% comme c’était le cas pour le réacteur EFR [142]. Cette dernière valeur est retenue comme borne supérieure de la distribution de puissance nominale.
- 2- *Cycle d’irradiation* : un cycle d’irradiation dure 360 *jepp*<sup>13</sup> dans le cœur CFV-V3 [6]. Pour cette étude, l’accident se produit en début ou en fin de cycle de manière équiprobable<sup>14</sup>. D’autres études pourront à terme prendre en compte un point du cycle situé entre le début et la fin d’un cycle d’irradiation, afin de savoir si cela n’a pas une influence importante.

13. *jepp* pour jour équivalent pleine puissance.

14. La variable ‘Cycle d’irradiation’ vaut 1 pour un cœur en début de cycle et 2 pour un cœur en fin de cycle.

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

---

- 3- *Température froide du sodium dans le circuit secondaire.* La très bonne connaissance de cette grandeur du fait de son contrôle strict pour la régulation de la puissance du cœur justifie sa gamme de variation restreinte (avis d'expert).
- 4- *Erreur sur la perte de charge externe*<sup>15</sup>, distributions déduites de [79, 143].
- 5,6- *Seuils de convection naturelle* dans le circuit secondaire et dans l'espace inter-assemblage : distributions déduites d'avis d'expert.
- 7- *Débit de sodium circulant dans l'espace inter-assemblage* : distribution de  $\pm 100\%$  (avis d'expert) autour de la valeur de référence, qui est de 2.7% du débit dans l'assemblage [6].
- Paramètres de déroulement du transitoire
  - 8,9- *Temps de demi-débites* des pompes primaires et des pompes secondaires : distribution triangulaire autour de la valeur de référence (qui est de 10 s pour les pompes primaires mécaniques [144] et par défaut de 2 s pour les pompes secondaires électromagnétiques).
  - 10- *Paramètre de pénétration d'acier dans la plaque fertile* régissant la tenue mécanique d'une partie de la plaque fertile médiane après l'apparition d'une cavité dans la zone fissile inférieure. La tenue ou l'absence de tenue mécanique sont considérées équiprobables dans cette étude préliminaire<sup>16</sup>.
  - 11- *Épaisseur du bouchon d'acier solidifié* susceptible de se former dans la partie supérieure des faisceaux d'aiguilles. Un bouchon s'est formé sur plus de 10 cm dans les essais SCARABEE-APL3 [85], mais cette hauteur est limitée à 7 cm par l'absence de couverture fertile supérieure et la taille du VES dans le concept de cœur CFV-V3 [6]. S'il se forme, sa hauteur minimale considérée est par défaut de 1 cm.
- Paramètres de modélisation
  - 12- *Erreurs sur le calcul des nombres de Nusselt* déterminés sur la base de corrélations expérimentales pour les bains d'acier et de combustible (corrélations déduites de [120, 121, 124–126]), et pour l'écoulement de sodium (corrélations déduites de [38, 145]). Les distributions de probabilités sont déduites de [93].
  - 13,14,15,16,17,18- *Erreurs sur les coefficients de contre-réactions neutroniques* issus de calculs ERANOS, distributions déduites de [76–79].
  - 19- *Erreur sur le calcul de l'insertion de réactivité liée à l'effet CCB*, distributions déduites de [76, 77, 79].
  - 20- *Erreur sur le calcul de la puissance résiduelle*, distributions déduites de [79, 143, 146, 147].
  - 21,22 - *Volumes des collecteurs chaud et froid concernés par l'échauffement du cœur* : la très grande variabilité de l'inertie thermique de collecteurs a été mise en exergue dans [63]. Les bornes de la distribution uniforme sont déduites d'avis d'experts.
  - 23- *Titre du sodium à l'assèchement des gaines* : égal à 0.9 pour l'essai GR19-I à 5 kW/aig [32], égal à 0.5 pour l'essai GR19-I à 3 kW/aig [32], et évalué dans ces mêmes conditions à 0.8 avec la corrélation de Rey [50] dans [51]. La valeur maximale considérée pour cette étude préliminaire est 0.95. Pour des transitoires rapides de type bouchage d'assemblage, ce titre descend à des valeurs proches de 0.2 (valeur déduite des essais GR19-BP [52, 53]).
  - 24- *Température de surchauffe du sodium  $\Delta T_{surchauffe}$*  (équation 2.46), lié au gradient radial de température dans le liquide. En sortie de colonne fissile, la température maximale du

---

15. Perte de charge imposée entre l'entrée et la sortie du sodium dans le cœur par la boucle du circuit primaire externe au cœur.

16. La variable 'Pénétration d'acier dans la plaque fertile' vaut 0 si aucun socle d'acier solidifié ne soutient la moitié supérieure de la plaque fertile médiane et 1 si une partie de l'acier liquide forme un socle soudé au TH dans la moitié supérieure de cette plaque, cf paragraphe 3.2.5.

sodium est supérieure à la température moyenne sur toute la section radiale de l'assemblage de 30 K [148].

- 25- *Facteur correctif du coefficient de Lockhart-Martinelli*. L'impact important de ce paramètre sur le tracé des caractéristiques internes dans les domaines à forts titres du sodium (donc sur l'évolution temporelle du débit lors d'excursions de débit) a été quantifié dans [51]. Pour ces régimes d'ébullition du sodium à fort titre vapeur, les mesures expérimentales de pertes de charge sont peu nombreuses du fait de la difficulté à stabiliser l'ébullition [72], ce qui justifie la considération d'une large gamme de variation pour ce paramètre.
- 26- *Erreur sur le calcul de la vitesse critique d'entraînement* de l'acier liquide par les vapeurs de sodium. Large domaine d'étude justifié par la représentativité limitée des conditions expérimentales vis-à-vis des conditions réacteur pour l'établissement de la corrélation de Wallis [83, 96].

- Maillages du cœur

Deux découpages du cœur différents sont considérés pour cette étude préliminaire, tous deux illustrés sur la figure 4.26 :

- un regroupement des assemblages selon leur rapport Puissance/Débit, comme réalisé dans le code de thermohydraulique système CATHARE2 par exemple [26]. Un total de 12 dérivations est alors considéré ;
- un regroupement des assemblages selon leur position dans le cœur, par couronnes, comme réalisé dans les codes d'accidents graves SAS-SFR et SIMMER-III par exemple [27, 28]. Un total de 11 dérivations est alors considéré.

L'incertitude sur la discrétisation axiale des assemblages n'a pas été évaluée lors de cette étude préliminaire.

#### 4.3.3 Caractéristiques de l'étude physico-statistique

##### Echantillonnage

L'étude de propagation d'incertitudes a été réalisée par un échantillonnage de type Monte-Carlo des paramètres incertains suivant les distributions de probabilité renseignées dans le tableau 4.5.

##### Nombre de simulations

Un total de 2000 simulations a été effectué pour cette étude préliminaire<sup>17</sup> :

- 1000 simulations pour le premier type de maillage ;
- les 1000 mêmes simulations (*i.e.* les mêmes distributions de paramètres incertains) pour le second.

##### Nature des simulations

Chaque simulation comprend :

---

17. Ce nombre de simulations a été estimé *via* la technique empirique dite de "bootstrap", qui permet de conclure si le nombre de simulations réalisées est suffisant [149].

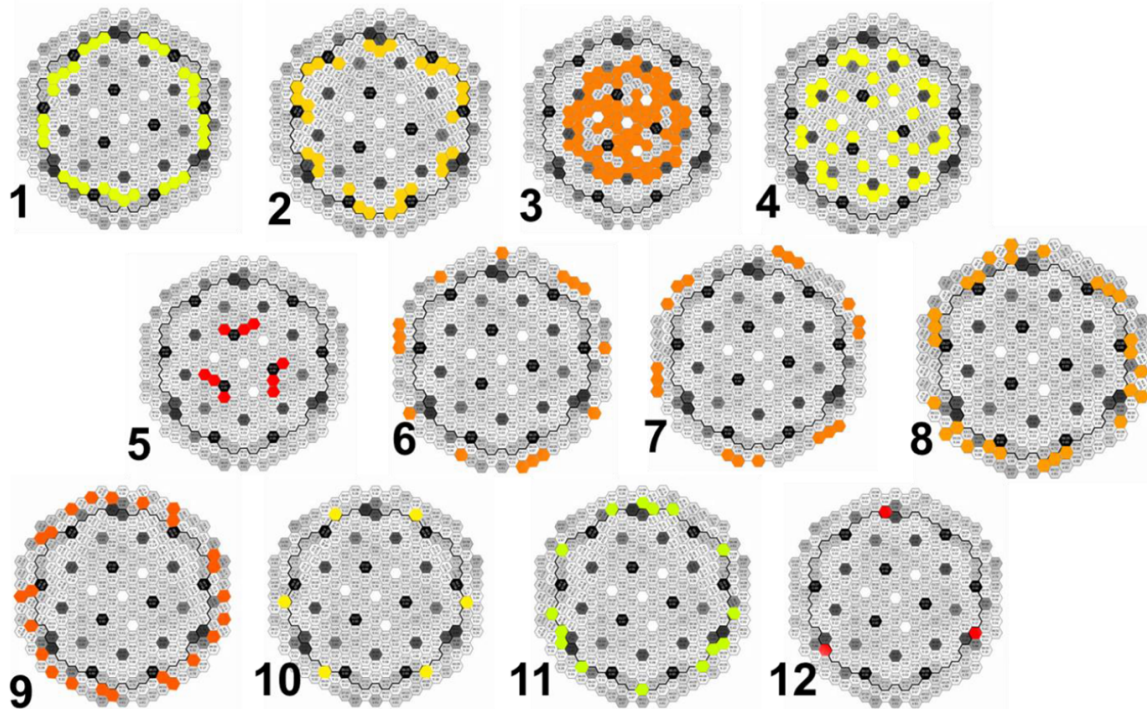


#### 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

Configuration du cœur à l'état nominal						
Paramètre incertain	Type d'incertitude	Distribution de la probabilité	Paramètres de distribution			
			P1	P2	P3	P4
1- Puissance nominale du cœur (-)	Aléatoire	Normale tronquée	1	3 $\sigma$	0.93	1.07
2- Cycle d'irradiation	Aléatoire	Discrète	1	2		
3- Température froide du secondaire (K)	Aléatoire	Normale tronquée	618	3 $\sigma$	608	628
4- Erreur sur la perte de charge externe (-)	Epistémique	Uniforme	-0.1	+0.1		
5- Seuil inférieur de convection naturelle dans le secondaire (-)	Epistémique	Normale tronquée	0.1	3 $\sigma$	0	0.2
6- Seuil inférieur de convection naturelle dans l'inter-assemblage (-)	Epistémique	Uniforme	0.05	0.15		
7- Débit circulant dans l'interassemblage (-)	Epistémique	Normale tronquée	0.027	3 $\sigma$	0	0.054
Déroulement du transitoire						
Paramètre incertain	Distribution de la probabilité	Paramètres de distribution				
		P1	P2	P3	P4	
8- Temps de demi-débit primaire (s)	Triangulaire	5	10	15		
9- Temps de demi-débit secondaire (s)	Uniforme	1	3			
10- Pénétration d'acier dans la plaque fertile	Discrète	0	1			
11- Epaisseur du bouchon supérieur (m)	Uniforme	0.01	0.07			
Incertitudes de modèle						
Paramètre incertain	Type d'incertitude	Distribution de la probabilité	Paramètres de distribution			
			P1	P2	P3	P4
12- Erreur sur le calcul des nombres de Nusselt (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.2	+0.2
13- Erreur sur le coefficient de CR lié à la dilatation axiale du comb. (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.38	+0.38
14- Erreur sur le coefficient de CR lié à la dilatation/vidange du sodium (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.30	+0.30
15- Erreur sur le coefficient de CR lié à l'effet sommier (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.30	+0.30
16- Erreur sur le coefficient Doppler (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.23	+0.23
17- Erreur sur le coefficient de CR lié aux déplacements d'acier (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.30	+0.30
18- Erreur sur le coefficient de CR lié aux déplacements de combustible (-)	Aléatoire	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.30	+0.30
19- Erreur sur le calcul des dilatations thermique pour le calcul de l'effet CCB (-)	Epistémique	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.30	+0.30
20- Erreur sur le calcul de la puissance résiduelle (-)	Epistémique	Normale tronquée	0	3 $\sigma$	-0.1	+0.1
21- Volume du collecteur chaud concerné par l'échauffement du sodium (-)	Epistémique	Uniforme	0.2	0.7		
22- Volume du collecteur froid concerné par l'échauffement du sodium (-)	Epistémique	Uniforme	0.2	0.7		
23- Titre à l'assèchement (-)	Epistémique	Triangulaire	0.2	0.7	0.95	
24- Température de surchauffe du sodium (K)	Epistémique	Uniforme	0	30		
25- Facteur correctif du coefficient de Lockhart-Martinelli (-)	Epistémique	Uniforme	0.5	3		
26- Erreur sur le calcul de la vitesse critique d'entraînement (CCFL) (-)	Epistémique	Uniforme	-0.5	0.5		

TABLEAU 4.5 – Liste des 26 paramètres incertains (liés à la configuration du cœur avant l'accident, au déroulement du transitoire et à la modélisation de la physique dans MACARENa) considérés dans l'étude physico-statistique, et distributions de probabilité associées. Voir tableau 4.6 pour la légende des paramètres de distribution

**Regroupement des assemblages en dérivation selon leur rapport Puissance/Débit :**



**Regroupement des assemblages en dérivation selon leur position dans le cœur :**

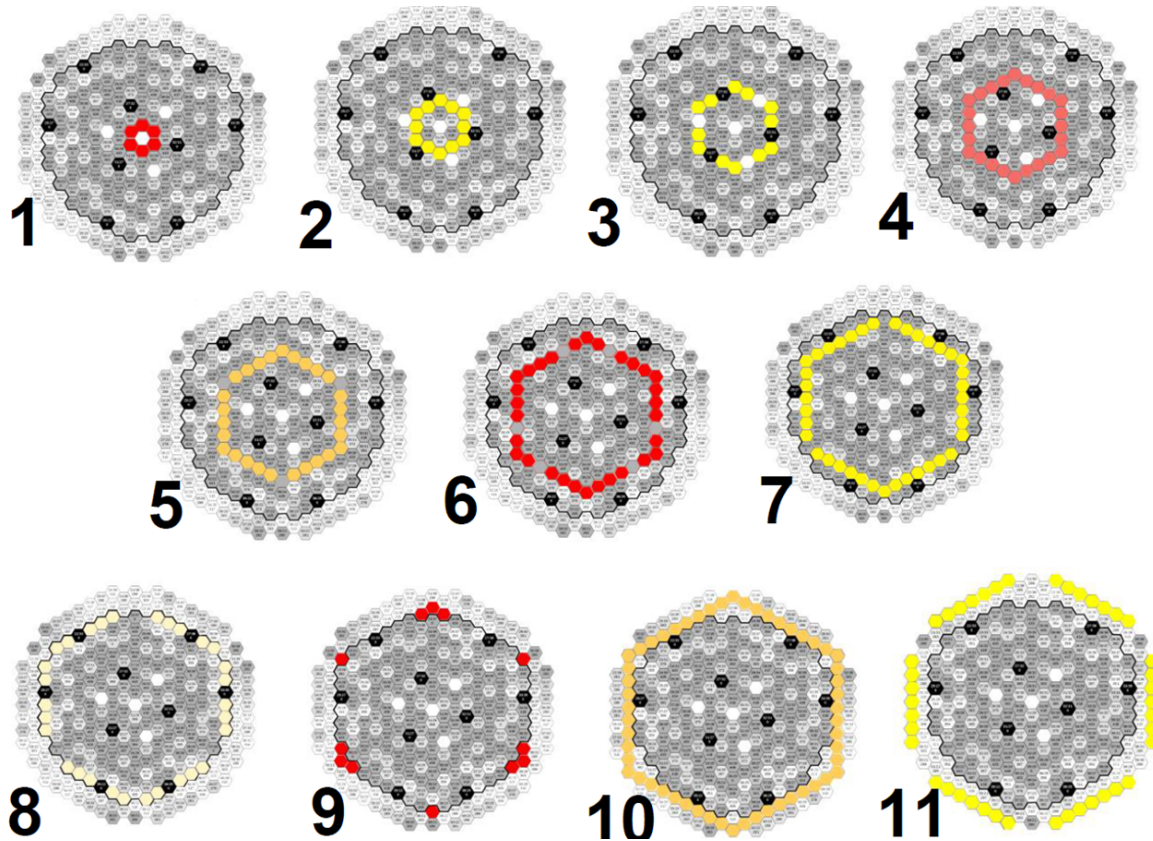


FIGURE 4.26 – Illustration des deux types de regroupements d’assemblages en dérivations considérés pour l’étude physico-statistique

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

Distribution de la probabilité	Paramètres de distribution			
	P1	P2	P3	P4
Uniforme	Minimum	Maximum	-	-
Triangulaire	Minimum	Mode	Maximum	-
Normale tronquée	Moyenne	Ecart-type	Minimum	Maximum

TABLEAU 4.6 – Définition des paramètres caractérisant les distributions de probabilité uniforme, triangulaire et normale tronquée

- le temps d'établissement du régime permanent fixé à 10 s pour cette étude préliminaire<sup>18</sup> ;
- le transitoire MdTG qui débute à  $t = 0$  s.

Les critères d'arrêt de la simulation sont :

- l'atteinte du temps final, fixé à  $t = 200$  s pour cette étude préliminaire ;
- la fin de la phase primaire (*i.e.* l'atteinte du premier instant de fusion d'un TH dans le cœur) ;
- l'occurrence de la fusion du combustible avant celle de la gaine dans une maille donnée (domaine relevant des transitoires d'insertion de réactivité dont la phénoménologie n'est pas modélisée dans MACARENa).

### Temps de calculs

Selon le processeur utilisé et le transitoire simulé, les temps de calculs s'échelonnent de une à trois heures par simulation. En parallélisant les calculs, les 1000 simulations dédiées à un type de maillage sont effectuées en 2 semaines. A titre de comparaison, le calcul d'un transitoire de 70 s avec SIMMER-III (comme celui qui est présenté dans le paragraphe 4.1) dure plusieurs semaines.

#### 4.3.4 Résultats généraux de l'étude physico-statistique

Les évolutions temporelles de débit total et de puissance totale sont présentées à titre indicatif pour 100 simulations sur les figures 4.27 et 4.28<sup>19</sup>. Les 2000 transitoires simulés peuvent finalement être regroupés en trois catégories :

- transitoires sans occurrence de l'ébullition ;
- transitoires avec ébullition stabilisée sans dégradation des assemblages ;
- transitoires avec dégradation des assemblages.

La figure 4.29 synthétise les résultats obtenus, en termes de répartition selon ces trois catégories de transitoires, et ce pour les deux types de découpages considérés dans cette étude préliminaire. Elle souligne notamment que le nombre de transitoires de chaque type est proche pour les deux types de regroupement. Une différence de 4% existe cependant en ce qui concerne le nombre de simulations pour lesquels l'état final du cœur est dégradé. Cette différence trouve son origine dans le fait que le regroupement des assemblages selon leur rapport Puissance/Débit permet d'isoler les assemblages ayant le rapport Puissance/Débit le plus élevé en régime nominal.

18. Le régime permanent n'est pas le même pour toutes les simulations étant donné les variations du niveau de puissance nominale, de la perte de charge externe, *etc.*. Le temps d'établissement de 10s est suffisant pour que chaque simulation atteigne un régime permanent avant le début de l'ULOF.

19. L'intérêt de ces figures ne réside pas dans leur lisibilité limitée mais dans ma mise en évidence de la variabilité du transitoire étudié.



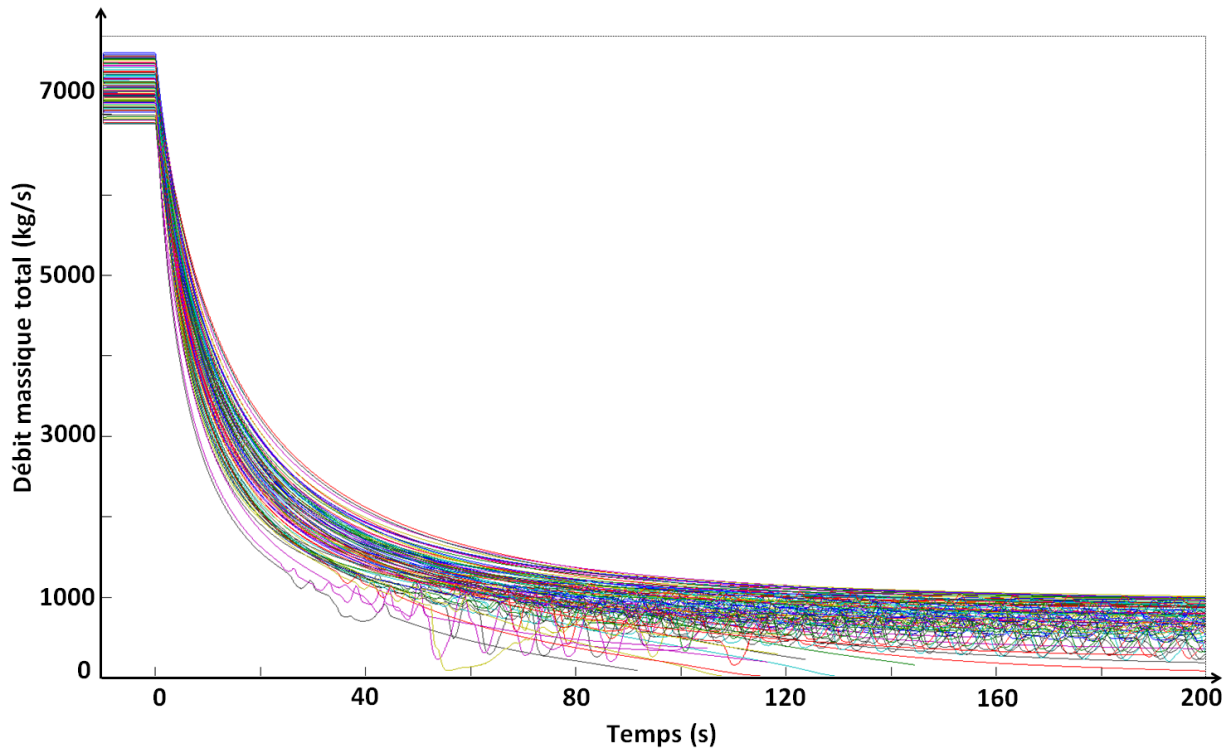


FIGURE 4.27 – Evolutions temporelles du débit massique total dans le cœur observées dans les 100 premières simulations de l'étude physico-statistique

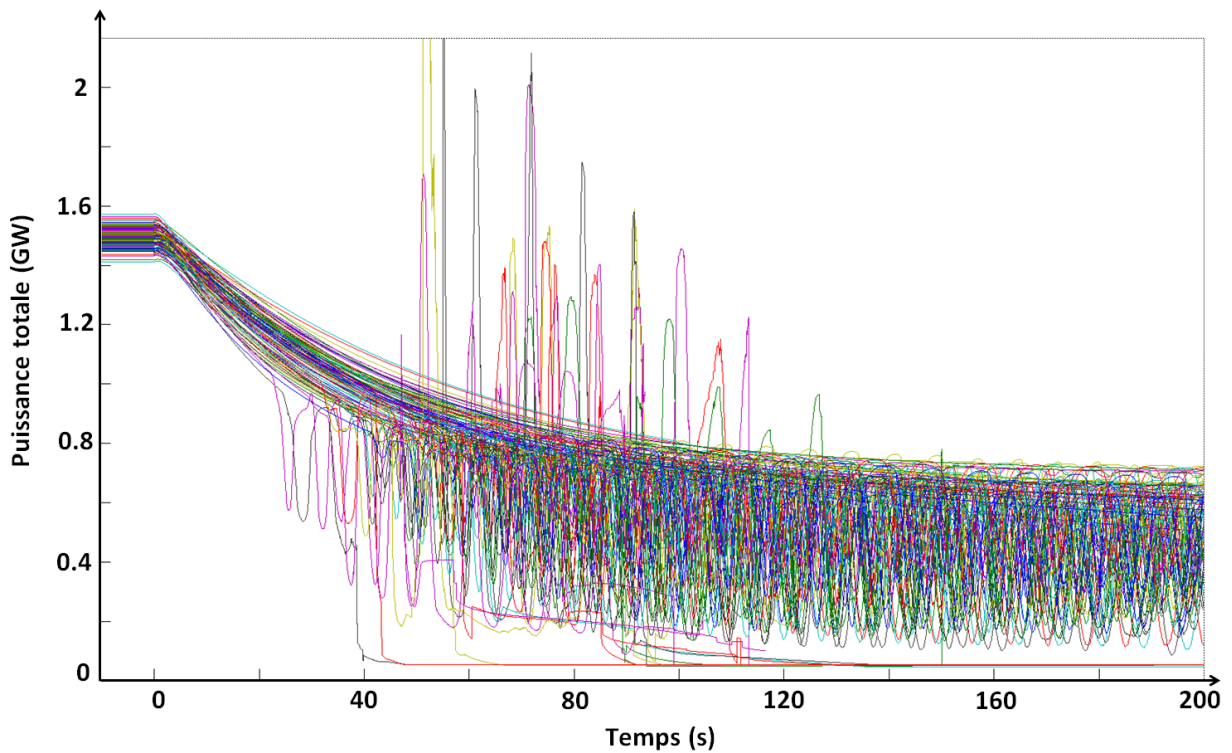


FIGURE 4.28 – Evolutions temporelles de la puissance totale dans le cœur observées dans les 100 premières simulations de l'étude physico-statistique

## 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

Il s'agit en l'occurrence de la dérivation n° 5 pour le cœur interne et la n° 12 pour le cœur externe (cf. figure 4.26 en haut). Isoler les assemblages les plus chauds du cœur est par contre impossible en considérant seulement des couronnes d'assemblages.

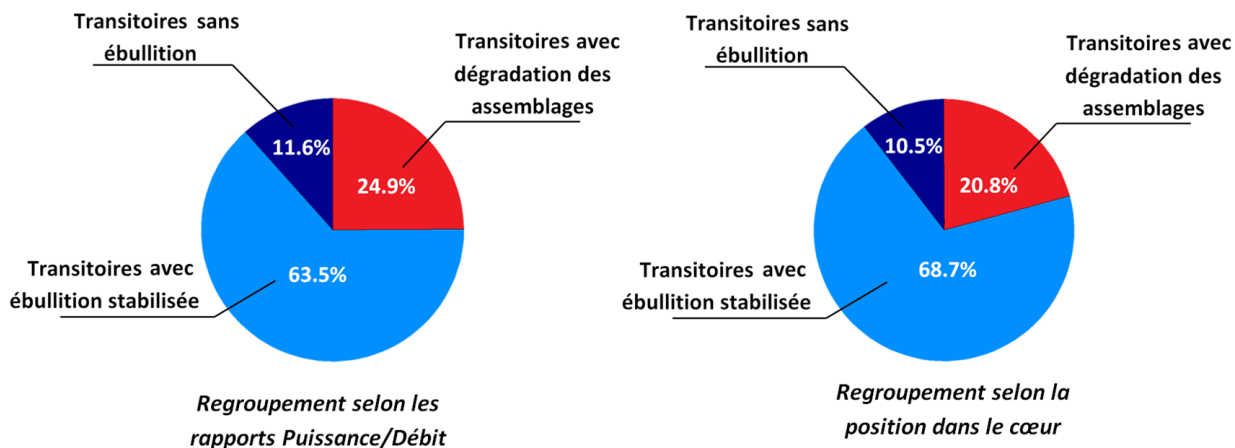


FIGURE 4.29 – Diagramme de synthèse de l'occurrence des différents types de transitoire observés lors des deux études physico-statistiques (réalisés pour des regroupements d'assemblage en dérivations différents)

### 4.3.5 Etude de trois transitoires caractéristiques

Un exemple de transitoire caractéristique de chacune des catégories définies dans le paragraphe 4.3.4 est présenté sur les figures 4.30 (évolutions temporelles du débit) et 4.31 (évolutions temporelles de la puissance)<sup>20</sup>. La liste de paramètres incertains correspondant à ces trois transitoires caractéristiques est renseignée dans le tableau 4.7<sup>21</sup>.

#### Transitoire sans occurrence de l'ébullition (courbes vertes sur les figures 4.30 et 4.31)

Ce transitoire est caractérisé par une perte de charge externe initiale, en régime nominal, très importante (+9% par rapport à la valeur de conception, cf. tableau 4.7). Cela explique non seulement le débit plus élevé dans le cœur en régime nominal, mais aussi le débit de convection naturelle particulièrement élevé dans le cœur (de l'ordre de 15% du débit nominal, cf. figure 4.30). En l'occurrence, ce débit de convection naturelle est suffisant pour assurer le refroidissement du cœur pour une puissance proche de 50% de la puissance nominale, sans que la température du sodium n'atteigne sa température de saturation.

#### Transitoire avec ébullition stabilisée (courbes bleues sur les figures 4.30 et 4.31)

Ce transitoire est caractérisé par des paramètres relativement proches de ceux du transitoire présenté ci-dessus (pour lequel l'ébullition n'a pas été obtenue), notamment en termes de puissance nominale (102% de la puissance de conception) et de temps de demi-débit primaire ( $\sim 9$  s).

20. Les trois transitoires sont présentés dans ce paragraphe ont été simulés avec un regroupement d'assemblage selon les rapports Puissance/Débit.

21. Dans ce tableau, les valeurs indiquées en rouge seront utilisées dans la suite du texte.

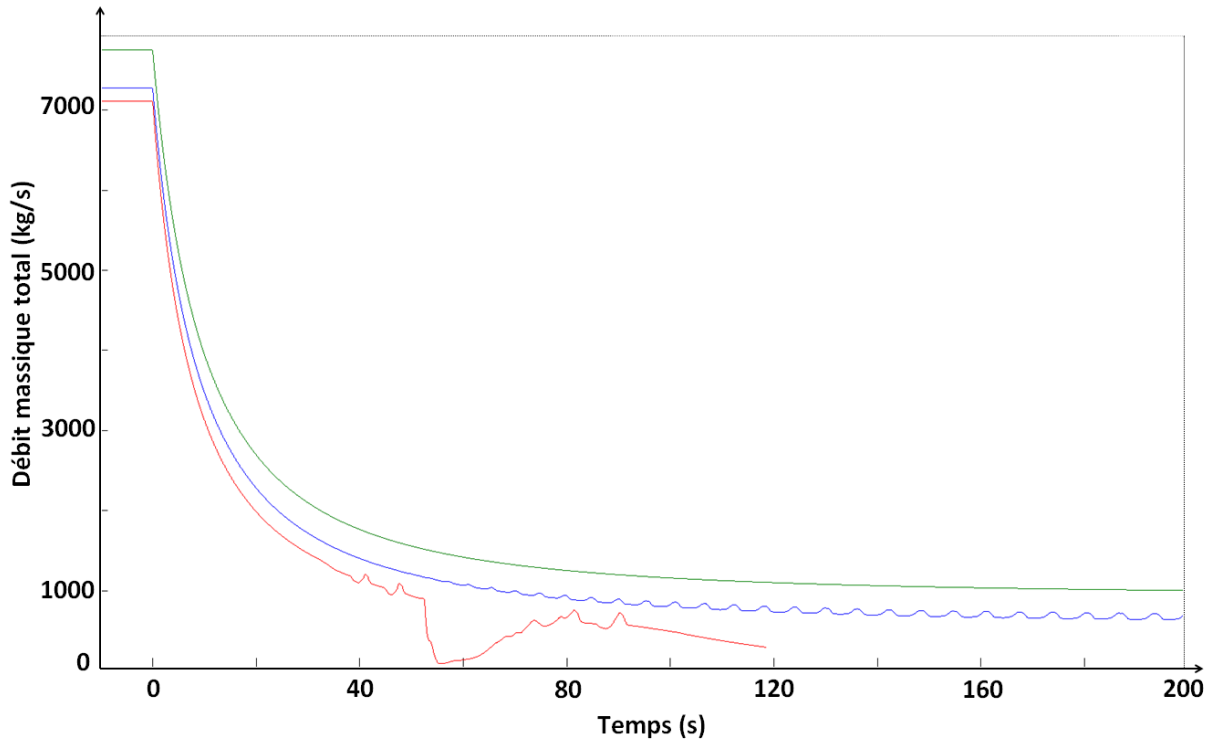


FIGURE 4.30 – Evolutions temporelles du débit massique total observées dans 3 simulations caractéristiques (sans ébullition en vert, avec ébullition stabilisée en bleu et avec dégradation du cœur en rouge)

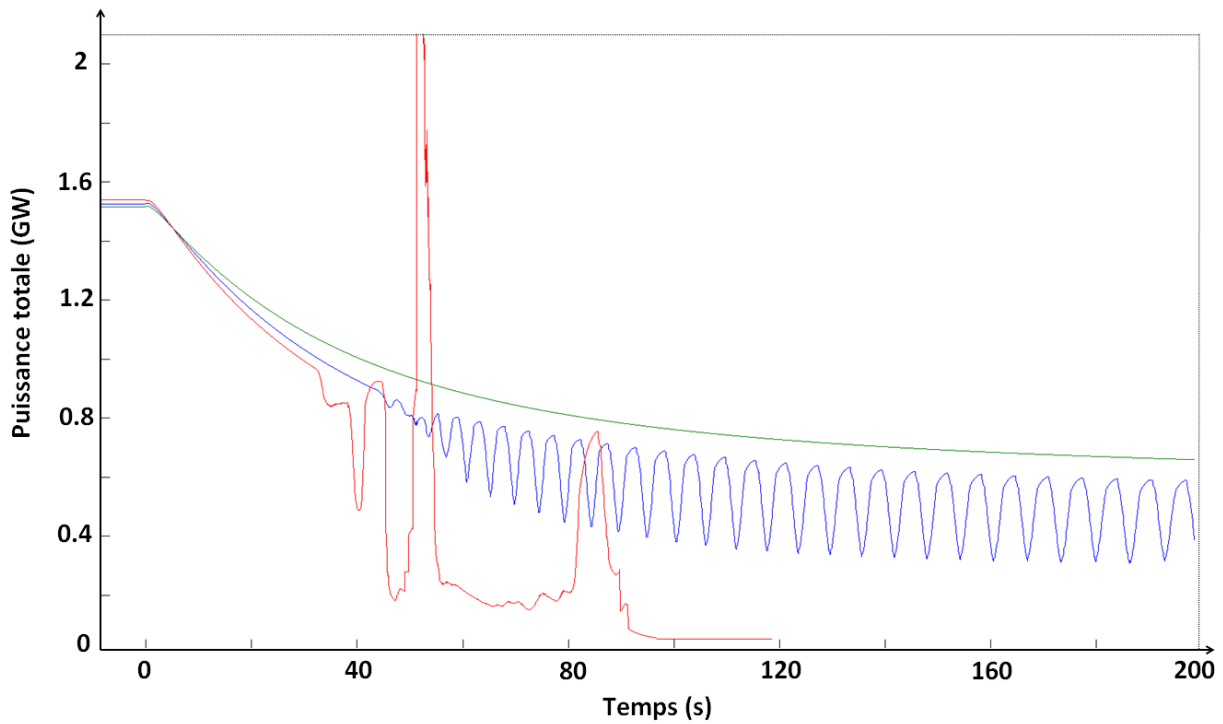


FIGURE 4.31 – Evolutions temporelles de la puissance totale observées dans 3 simulations caractéristiques (sans ébullition en vert, avec ébullition stabilisée en bleu et avec dégradation du cœur en rouge)

#### 4 Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV

	Transitoire sans ébullition	Transitoire avec ébullition stabilisée	Transitoire avec dégradation du cœur
Numéro de simulation	13	8	97
1- Puissance nominale du cœur (-)	1,02	1,02	1,03
2- Cycle d'irradiation	2	2	2
3- Température froide du secondaire (K)	616	614	620
4- Erreur sur la perte de charge externe (-)	0,09	-0,01	-0,05
5- Seuil inférieur de convection naturelle dans le secondaire (-)	0,09	0,10	0,12
6- Seuil inférieur de convection naturelle dans l'interassemblage (-)	0,08	0,11	0,11
7- Débit circulant dans l'interassemblage (-)	0,035	0,015	0,0302
8- Temps de demi-débit primaire (s)	9,89	9,03	7,89
9- Temps de demi-débit secondaire (s)	1,76	1,14	2,85
10- Pénétration d'acier dans la plaque fertile	0	1	0
11- Epaisseur du bouchon supérieur (m)	0,062	0,019	0,066
12- Erreur sur le calcul des nombres de Nusselt (-)	-0,02	0,11	0,06
13- Erreur sur le coefficient de CR lié à la dilatation axiale du comb. (-)	-0,023	-0,045	-0,036
14- Erreur sur le coefficient de CR lié à la dilatation/vidange du sodium (-)	0,16	-0,01	0,15
15- Erreur sur le coefficient de CR lié à l'effet sommier (-)	-0,001	-0,030	0,153
16- Erreur sur le coefficient Doppler (-)	-0,049	-0,145	0,146
17- Erreur sur le coefficient de CR lié aux déplacements d'acier (-)	-0,007	-0,019	0,001
18- Erreur sur le coefficient de CR lié aux déplacements de combustible (-)	0,068	0,098	0,057
19- Erreur sur le calcul de l'effet CCB (-)	-0,001	-0,030	0,153
20- Erreur sur le calcul de la puissance résiduelle (-)	0,029	0,039	-0,032
21- Volume du collecteur chaud concerné par l'échauffement du sodium (-)	0,47	0,38	0,61
22- Volume du collecteur froid concerné par l'échauffement du sodium (-)	0,61	0,31	0,34
23- Titre à l'assèchement (-)	0,66	0,46	0,71
24- Température de surchauffe du sodium (K)	9,0	16,8	10,1
25- Facteur correctif du coefficient de Lockhart-Martinelli (-)	2,8	0,84	2,5
26- Erreur sur le calcul de la vitesse critique d'entraînement (CCFL) (-)	-0,029	-0,218	-0,007

TABLEAU 4.7 – Liste des 26 paramètres incertains correspondant aux 3 simulations présentées sur les figures 4.30 et 4.31

Une différence majeure impactant le transitoire avant ébullition concerne cependant la perte de charge externe initiale, qui est cette fois proche de la valeur de conception (+1 % seulement, *cf.* tableau 4.7). En conséquence, le débit de convection naturelle est plus faible que pour la simulation précédente, de l'ordre de 11 % du débit nominal (*cf.* figure 4.30). Pour ce niveau de débit de convection naturelle dans le cœur et une puissance proche de 50 % de la puissance nominale, la température du sodium atteint sa température de saturation pour la première fois à  $t = 45 \text{ s}$  dans le cœur interne (le cœur est en fin de cycle d'irradiation).

Concernant le déroulement du transitoire après apparition de l'ébullition, la simulation est notamment caractérisée par un facteur correctif du coefficient de Lockhart-Martinelli inférieur à 1 (*cf.* tableau 4.7). Comme l'illustre la figure 4.32 décrite ci-après, la faible perte de charge par frottement en régime d'écoulement diphasique qui découle de cette correction participe à la stabilisation de l'ébullition dans les structures supérieures du cœur.

- Influence du coefficient de Lockhart-Martinelli sur le déroulement du transitoire

La figure 4.32 schématise l'influence du coefficient de Lockhart-Martinelli sur la forme de la caractéristique interne. Elle met en évidence que (le lecteur pourra se référer à l'annexe A pour plus détails concernant l'analyse des caractéristiques interne et externe) :

- plus le coefficient de Lockhart-Martinelli est petit, plus la plage de débit permettant l'installation d'un régime d'écoulement diphasique stable (au sens du critère de Ledinegg, *cf.* annexe A) est large<sup>22</sup> ;
- plus le coefficient de Lockhart-Martinelli est grand, plus la pente de la caractéristique interne pour un régime d'ébullition à fort titre (*i.e.* pour de faibles débits) est élevée en valeur absolue, donc plus l'excursion de débit susceptible de se produire sera rapide<sup>23</sup>.

A titre d'exemple, pour le point de fonctionnement rouge sur la figure 4.32, le régime d'écoulement diphasique est stable en régime permanent pour les caractéristiques internes 1 et 2 caractérisées par un petit coefficient de Lockhart-Martinelli, tandis qu'il n'existe pas pour les caractéristiques 3 et 4. En l'absence de point de fonctionnement stable pour ces caractéristiques 3 et 4, une excursion de puissance se produit. Elle est plus rapide pour la caractéristique 4 puisque sa pente est plus grande (en valeur absolue) que pour la n° 3.

#### **Transitoire avec dégradation du cœur (courbes rouges sur les figures 4.30 et 4.31)**

Ce dernier transitoire est caractérisé par une perte de charge externe encore plus faible que pour la précédente simulation. Le temps de demi-débit primaire est lui aussi plus petit (7.89 s, *cf.* tableau 4.7). En conséquence, l'ébullition apparaît très tôt, à  $t = 32 \text{ s}$  (*cf.* figure 4.30).

Par ailleurs, le facteur correctif de Lockhart-Martinelli est cette fois très élevé (2.5, *cf.* tableau 4.7). Comme mis en évidence sur la figure 4.32, cela favorise l'occurrence rapide d'excursions de débit dans les différentes dérivations du cœur.

La première fusion des gaines est calculée à  $t = 49 \text{ s}$ . Comme cela était déjà observé dans le paragraphe 4.2, une vidange généralisée du cœur se produit rapidement après  $t = 50 \text{ s}$ . Suite à l'excursion de puissance qui découle de cette vidange généralisée, la puissance s'élève jusqu'à 3 fois la puissance nominale. Au bout de 69 s la première fusion du combustible est observée. Autour

---

<sup>22</sup>. Plage de débit permettant un régime d'ébullition stable : zone où la pente de la caractéristique interne est positive pour un régime d'écoulement diphasique.

<sup>23</sup>. La vitesse de diminution du débit lors d'une excursion de débit est proportionnelle à la différence entre la perte de charge externe et la perte de charge interne qui serait mesurée en régime établi (*i.e.* la perte de charge renseignée par la caractéristique interne), *cf.* équation 2.9.



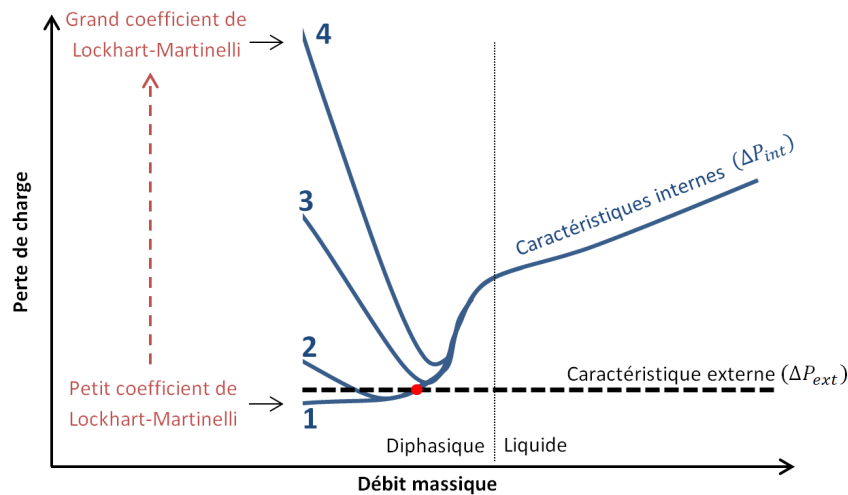


FIGURE 4.32 – Schématisation de l'influence du coefficient de Lockhart-Martinelli sur la forme de la caractéristique interne

de  $t = 80$  s, un retour de sodium liquide, par le bas, dans les plénums de certaines dérivation (zones à effet de vide négatif), rendu possible par la diminution de la puissance du cœur, élève de nouveau cette puissance. Finalement, un premier TH fond au contact d'un bain d'acier à  $t = 118$  s.

### Influence du type de regroupement d'assemblage sur ces trois transitoires caractéristiques

La comparaison entre les mêmes transitoires simulés pour les deux types de regroupement est présentée sur les figures 4.33 et 4.34. On rappelle que ces transitoires sont simulés en considérant la même liste de paramètres incertains (cf. tableau 4.7), seul le découpage du cœur en dérivation varie. Les principales conclusions de cette étude sont que :

- le déroulement des transitoires sans ébullition et avec ébullition stabilisée est très similaire pour les deux types de regroupement ;
- la phénoménologie de la simulation avec dégradation du cœur diffère par contre légèrement.

La différence concernant la simulation avec dégradation du cœur trouve son origine dans le nombre d'assemblages de la dérivation où l'ébullition apparaît en premier. Il s'agit de la dérivation n° 5 (comportant 9 assemblages) pour le découpage en rapport Puissance/Débit et des dérivation n° 2 et 3 de manière simultanée (comportant un total de 24 assemblages) pour le découpage en couronnes. L'insertion d'antiréactivité liée à l'effet de vide du sodium étant proportionnelle au nombre d'assemblages dont les plénums sont vidangés, la cohérence radiale beaucoup plus importante de l'ébullition dans le deuxième cas diminue davantage (et plus rapidement) la puissance du cœur. Cette différence de phénoménologie au début du transitoire se répercute sur la suite et modifie la phénoménologie de la dégradation. Ainsi, le choix du regroupement d'assemblages par dérivation peut avoir une influence importante sur certains transitoires.

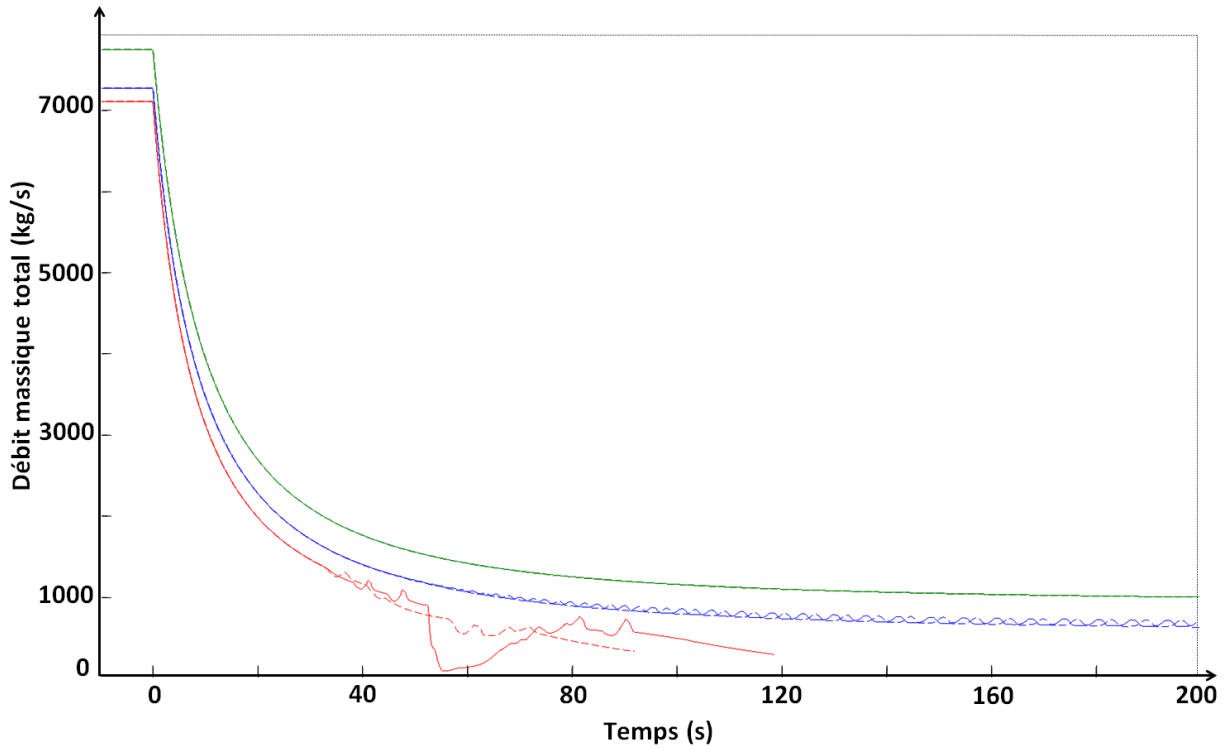


FIGURE 4.33 – Evolutions temporelles du débit massique total pour 3 simulations et deux regroupements d’assemblages (traits pleins pour le regroupement selon les rapports Puissance/Débit, traits pointillés pour le regroupement selon la position)

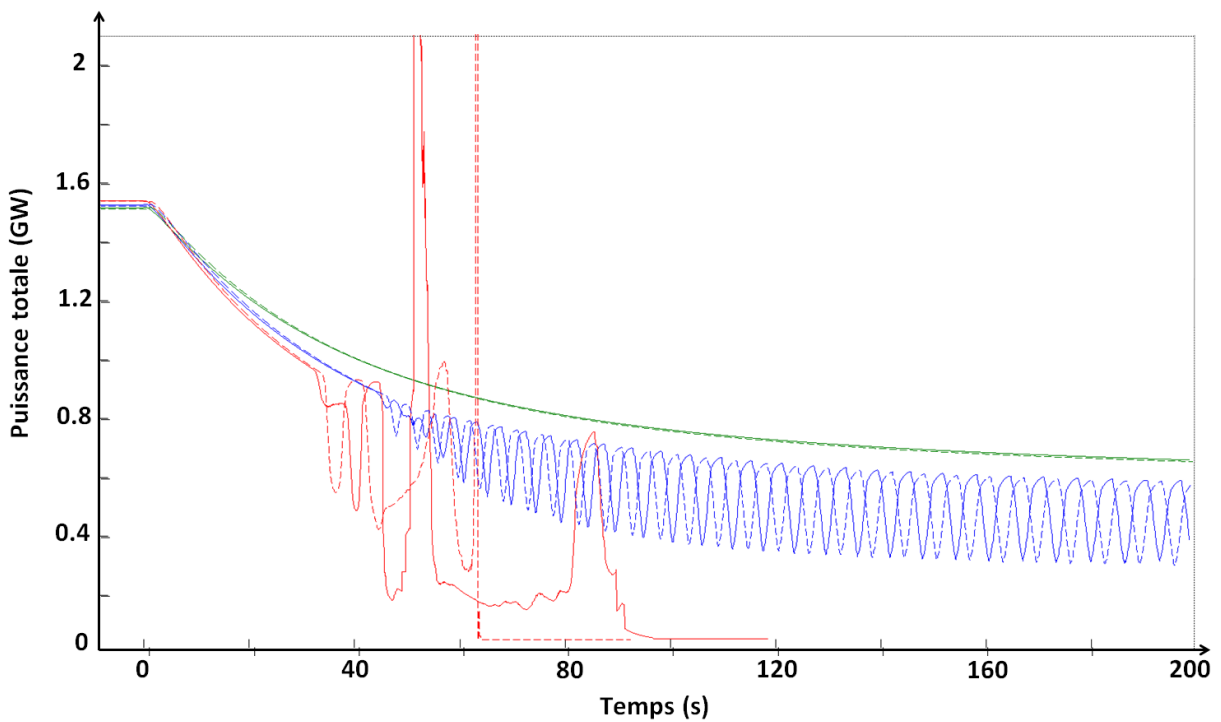


FIGURE 4.34 – Evolutions temporelles de la puissance totale pour 3 simulations et deux regroupements d’assemblages différents (traits pleins pour le regroupement selon les rapports Puissance/Débit, traits pointillés pour le regroupement selon la position)

### 4.3.6 Identification des paramètres incertains les plus influents

Pour identifier les paramètres incertains les plus influents sur une variable de sortie donnée, on considère dans la suite les “indices HSIC<sup>24</sup>” pour la variable de sortie en question. Ces indices de sensibilité expriment la part de la variabilité globale d'une variable de sortie liée à un paramètre d'entrée donné [150]. Contrairement aux indices de Sobol qui sont couramment utilisés aussi, ces indices HSIC, qui sont adaptés aux entrées et sorties multidimensionnelles, ne nécessitent que quelques centaines de simulations [150]. Ils sont donc préférés dans le cadre de cette étude.

L'identification des paramètres incertains les plus influents est présentée ici pour les 1000 simulations avec regroupement d'assemblage selon le rapport Puissance/Débit seulement.

#### Paramètres ayant une influence sur l'apparition de l'ébullition

Pour connaître l'influence des paramètres incertains sur l'apparition de l'ébullition, deux études distinctes sont menées à bien :

- une étude des paramètres qui ont un impact l'occurrence ou non de l'ébullition pendant le transitoire ;
- une étude des paramètres qui, pour les transitoires dans lesquels l'ébullition est observée, ont un impact sur le premier instant d'ébullition dans le cœur.

L'histogramme 4.35 présente les 6 paramètres les plus influents sur l'occurrence ou non de l'ébullition pendant le transitoire. Comme cela était observé pour les 3 transitoires caractéristiques présentés dans le paragraphe 4.3.5, **l'incertitude sur la perte de charge externe** impacte directement le débit de convection naturelle dans le cœur et est à l'origine de près de 70 % de la variabilité totale de cette réponse. **Le cycle d'irradiation, le temps de demi-débit des pompes primaires et la surchauffe du sodium ( $\Delta T_{surchauffe}$ )** sont chacun à l'origine d'environ 5 % de cette variabilité. Enfin, **la puissance nominale du cœur et le volume du collecteur froid concerné par l'échauffement du sodium** jouent dans une moindre mesure et sont chacun à l'origine d'environ 3 % de la variabilité globale.

Le diagramme 4.36 présente les 2 paramètres les plus influents sur le premier instant d'ébullition (**incertitude sur la perte de charge externe et temps de demi-débit des pompes primaires**). A eux deux, ces paramètres sont responsables de plus de 80 % de la variabilité du premier instant d'ébullition.

Si le temps de demi-débit primaire impacte relativement peu l'occurrence ou non de l'ébullition pendant les 200 s du transitoire, il influence donc considérablement le premier instant d'ébullition dans le cœur. Cette influence est illustrée sur la figure 4.37, qui indique le premier instant d'ébullition en fonction du temps de demi-débit primaire pour chacune des 884 simulations pour lesquels l'ébullition a été observée. Les cas extrêmes sont délimités par les lignes bleues en traits pleins, tandis que la tendance générale est indiquée par la ligne rouge en traits pointillés.

#### Paramètres ayant une influence sur la dégradation du cœur

Les résultats de cette partie sont à interpréter prudemment étant donné le nombre restreint de simulations ayant abouti à la dégradation du cœur (249 simulations). D'autres études seront nécessaires pour conforter les résultats de cette étude préliminaire.

---

24. HSIC pour Hilbert-Schmidt Independence Criterion.

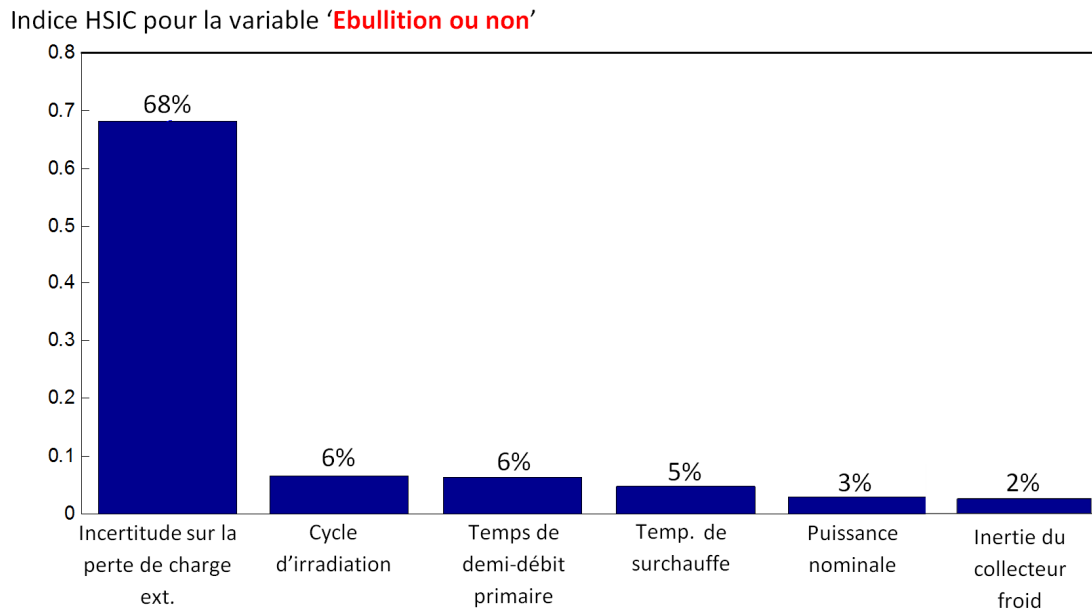


FIGURE 4.35 – Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur l'occurrence ou non de l'ébullition pendant le transitoire

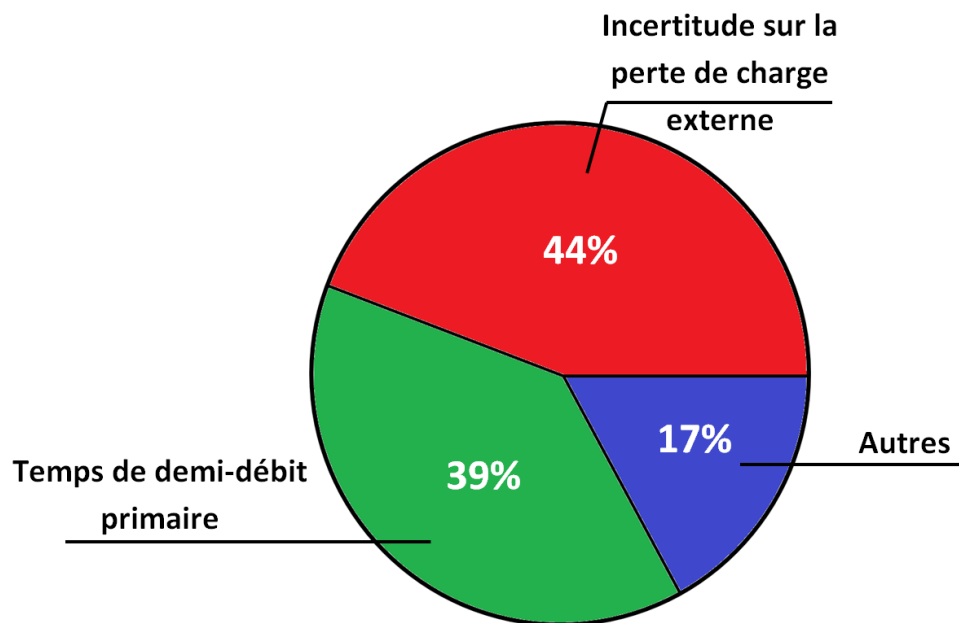


FIGURE 4.36 – Diagramme des paramètres incertains influençant le plus le premier instant d'ébullition

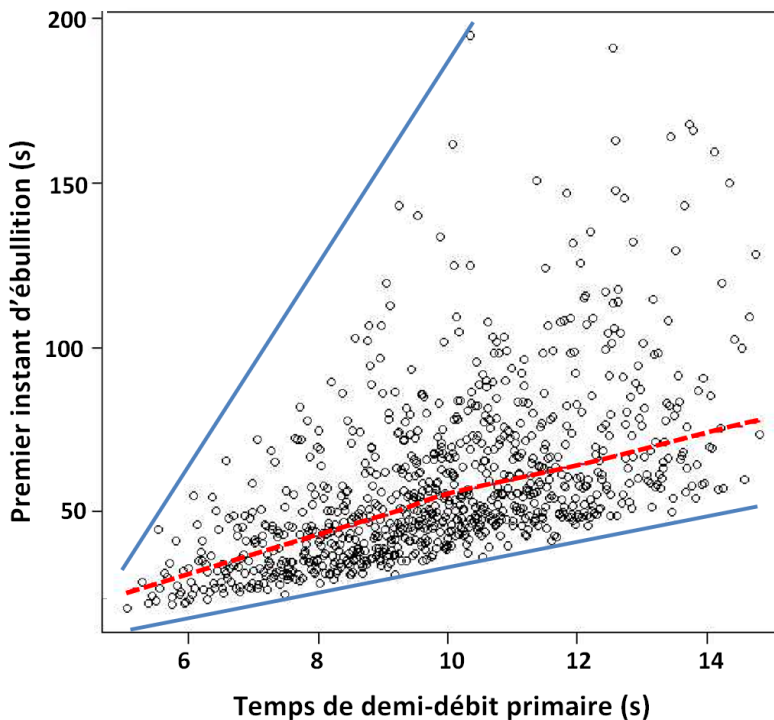


FIGURE 4.37 – Premier instant d'ébullition en fonction du temps de demi-débit primaire pour les 884 transitoires pour lesquels l'ébullition a été observée

On vise dans un premier temps à identifier les paramètres qui influencent le plus l'occurrence ou non de la dégradation du cœur jusqu'à la fin de la phase primaire avant la fin du transitoire. A cette fin, la variable de sortie considérée est 'Fusion du TH ou non'. L'histogramme des paramètres qui impactent le plus cette réponse est présenté sur la figure 4.38.

Il apparaît clairement que, comme cela avait été mis en évidence lors de l'étude de 3 transitoires caractéristiques dans le paragraphe 4.3.5, le paramètre qui gouverne principalement le passage d'un état du cœur refroidissable en convection naturelle diphasique à un état dégradé est le **facteur correctif du coefficient de Lockhart-Martinelli**. Ce paramètre est à l'origine de 58 % de la variabilité de la réponse en question. L'**incertitude sur la perte de charge externe** influence beaucoup moins la dégradation du cœur que l'apparition de l'ébullition. Aussi, on observe une légère variabilité de cette sortie en fonction du **débit circulant dans l'espace inter-assemblage** (à hauteur de 4%). Lorsque ce débit est élevé, l'intégrité des TH est plus facilement préservée sur toute la durée du transitoire.

En ce qui concerne le premier instant de fusion du TH (*cf.* figure 4.39), ce facteur correctif de Lockhart-Martinelli, qui gouverne le risque de déclenchement des excursions de débit, a une influence moindre (9%) devant le **temps de demi-débit primaire** (28%) et le **cycle d'irradiation** (11%). En revanche, on observe une légère influence du **temps de demi-débit secondaire** (qui régit la température du sodium en entrée du cœur, et donc la température du sodium dans l'espace inter-assemblage au contact des TH), et de l'**incertitude sur la puissance résiduelle**.

Les premiers instants de fusion des TH sont renseignés sur la figure 4.40 en fonction du paramètre qui a le plus d'influence sur sa variabilité : le temps de demi-débit primaire. Le minimum calculé est de  $t_{fusTH} = 75 \text{ s}$  pour un temps de demi-débit primaire inférieur à 6 s.

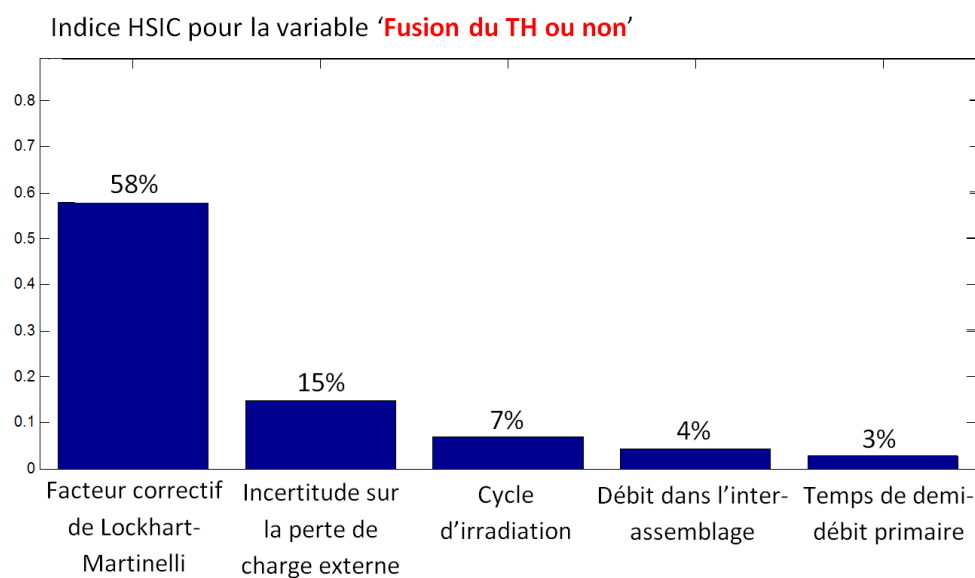


FIGURE 4.38 – Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur l'occurrence ou non de la dégradation du cœur jusqu'à la fin de la phase primaire avant la fin du transitoire

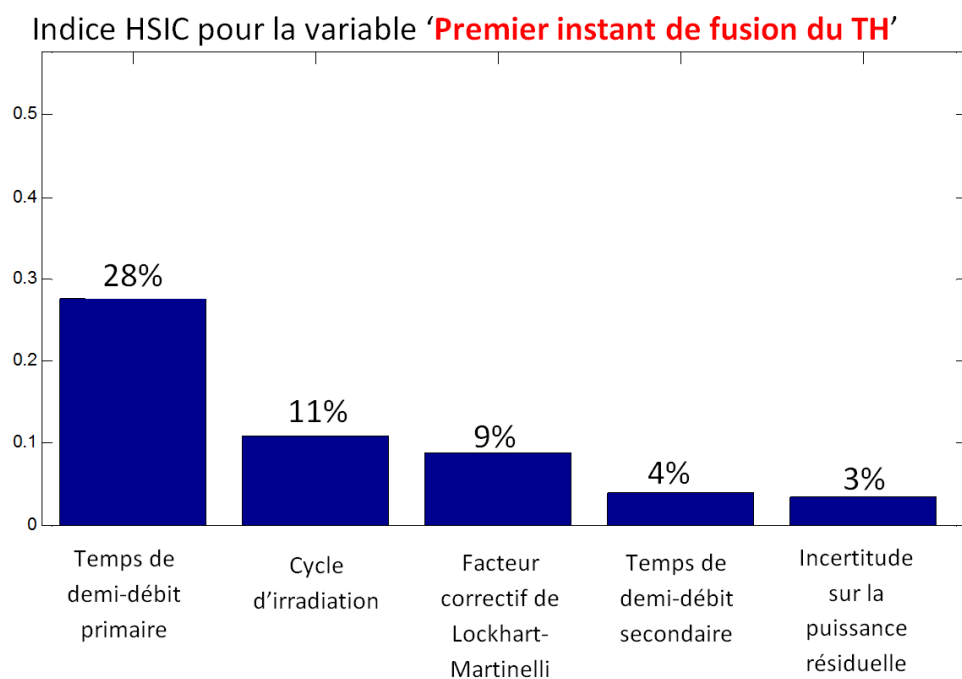


FIGURE 4.39 – Histogramme des paramètres incertains les plus influents sur le premier instant de fusion du TH

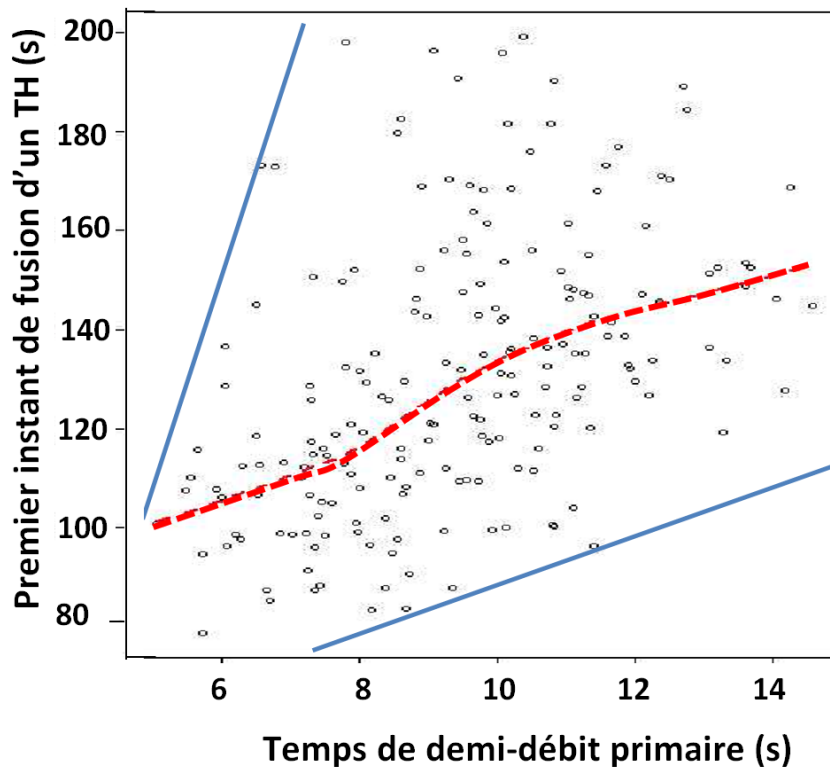


FIGURE 4.40 – Premier instant de fusion d'un TH en fonction du temps de demi-débit primaire

#### Remarques générales

- Le critère d'effondrement de la plaque fertile n'a été atteint pour aucune des 1000 simulations. Autrement dit, pour les transitoires avec perte d'intégrité d'un TH, le TH a toujours commencé à fondre avant la formation d'une cavité dans la zone fissile inférieure de l'assemblage en question. Une telle cavité pourra cependant se produire pendant la suite du transitoire, et entraîner la chute de la plaque fertile médiane dans le bain inférieur des assemblages du cœur interne.

- Pour 22% des transitoires avec perte d'intégrité du TH, la fusion du TH se produit après la formation d'un bain mélangé (non modélisé dans MACARENa) dans l'assemblage en question. Pour simuler ces transitoires, un couplage de MACARENa avec l'outil MARINA [111] serait nécessaire.

Pour les 78 % restants, la fusion du TH débute alors que :

- soit un bain de combustible ne s'est pas encore formé ;
- soit un bain de combustible s'est formé au-dessus du bain d'acier, mais ne s'est pas encore mélangé avec.

#### 4.3.7 Synthèse

Cette étude physico-statistique menée sur le transitoire ULOF-MdTG permet de conclure que :

- seul un quart des simulations (environ) mène à la dégradation du cœur. La prise en compte des contre-réactions neutroniques de dilatation des solides et des effets systèmes conduit à une réduction de la puissance et à une possible obtention d'une convection naturelle (monophasique ou diphasique stabilisée). Cela limite considérablement le nombre de simulations avec dégradation du cœur (comme attendu au vu des études paramétriques décrites dans le paragraphe 4.2). Cela se traduit par un nombre important de simulations pour lesquelles l'ébullition ne s'est pas propagée vers le bas des assemblages (plus de 60 %) ;
- dans cette étude, comme le nombre d'assemblages dans chaque dérivation est proche pour les deux types de regroupement considérés (selon le critère P/Q ou par couronne d'assemblages), les résultats diffèrent peu entre ces deux types de regroupement. En particulier, les simulations sans ébullition et avec ébullition stabilisée sont très similaires. Mais la phénoménologie diffère pour un transitoire menant à la dégradation du cœur à cause du nombre d'assemblages dans les dérivation où l'ébullition apparaît, qui a un impact non négligeable sur la suite du transitoire. Des études complémentaires concernant le nombre de dérivation, le type de regroupement et le maillage axial pourront être menées par la suite ;
- les paramètres qui influencent le plus l'apparition de l'ébullition dans le cœur sont l'incertitude sur la perte de charge externe (sur l'occurrence ou non de l'ébullition pendant le transitoire) et le temps de demi-débit des pompes primaires (surtout sur le premier instant d'ébullition). L'incertitude sur le facteur correctif de Lockhart-Martinelli influence considérablement le passage du cœur d'un état refroidissable en circulation naturelle à un état dégradé, mais le premier instant de fusion du TH reste gouverné principalement par le temps de demi-débit primaire. Les résultats de ces travaux préliminaires restent toutefois à conforter par de nouvelles études, comprenant notamment un nombre plus important de simulations menant à la dégradation du cœur.



### A retenir du chapitre "Application à l'étude de l'ULOF dans le cœur CFV"

- La simulation d'un même transitoire de référence avec les codes MACARENa et SIMMER-III fournit des résultats très concordants, pour la première partie du transitoire en particulier. Les phénomènes d'excursion de débit, de vidange et de renoyage des plénums, de fusion et relocalisation de l'acier sont très bien reproduits par MACARENa, ce qui valide les modèles de dégradation et neutronique ainsi que leur couplage. L'étude de la fin du transitoire offre des perspectives d'études intéressantes, concernant les phénomènes de dégradation du combustible sous forme de particules solides, la neutronique dans un cœur dégradé ou les retours dynamiques de sodium en provenance du collecteur chaud. Ces points pourront faire l'objet de modélisations ultérieures dans MACARENa.
- Les études paramétriques réalisées dans le paragraphe 4.2 mettent en lumière la variabilité du déroulement du transitoire de référence, en fonction des deux paramètres que sont le cycle d'irradiation du cœur et la prise en compte de certaines contre-réactions neutroniques (dilatation des solides et effets systèmes non pris en compte dans SIMMER-III). L'étude de cette variabilité importante nécessite l'utilisation d'une approche physico-statistique dans la démonstration de sûreté du réacteur ASTRID.
- Une étude physico-statistique préliminaire a été menée sur l'exemple du transitoire ULOF-MdTG considérant 26 paramètres incertains (caractéristiques de la configuration du cœur à l'état nominal, du déroulement du transitoire accidentel et des incertitudes sur les modèles physiques) et 2000 simulations. Elle met en évidence qu'un ULOF se produisant dans un cœur CFV ne conduit que dans un quart des cas à la dégradation du cœur. Pour le reste, le refroidissement du cœur est possible en convection naturelle monophasique ou diphasique. Les variables ayant le plus d'influence sur le transitoire ont été identifiées : perte de charge externe, cycle d'irradiation, puissance du cœur en régime nominal, et quelques incertitudes liées aux modèles physiques (déséquilibre thermique, inertie du collecteur froid, facteur de Lockhart-Martinelli).

# Conclusions et perspectives

## 5.1 Conclusion

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans le contexte des études de conception et de sûreté liées au démonstrateur technologique français de réacteur de quatrième génération ASTRID. Ce concept de RNR-Na, d'une puissance nominale de 1500 MW, présente plusieurs innovations technologiques majeures dont un cœur de type CFV. Les spécificités de ce cœur (hétérogénéité axiale du cœur interne, grand plénum de sodium, *etc.*) confèrent à ce réacteur un effet neutronique de dilatation/vidange du sodium négatif, qui optimise le comportement naturel du cœur en cas de perte de débit primaire.

Dans le cadre de la démarche de conception et de sûreté actuelle, les études réalisées à propos des accidents graves doivent être exhaustives : tous les types d'accidents envisageables (même hypothétiques) et leurs différentes évolutions possibles doivent être analysés. De plus, il devient désormais indispensable de quantifier les marges vis-à-vis de critères de conception et de sûreté. Dans ce contexte, l'utilisation d'outils de calcul mécanistes (tels que CATHARE, SAS-SFR ou SIMMER), qui regroupent des modélisations issues de travaux scientifiques réalisés durant plusieurs décennies, est limitée puisque chaque simulation requiert de quelques heures à quelques dizaines d'heures (pour SAS-SFR ou CATHARE), voire plusieurs mois pour certains calculs SIMMER. Ces outils ne sont donc pas adaptés à la réalisation d'études de sensibilité ou de propagation d'incertitudes. Par ailleurs, ces codes multi-physiques et multi-dimensionnels sont basés sur des corrélations établies à partir de résultats d'expériences, dont la représentativité est souvent limitée. Les incertitudes associées à ces résultats devraient donc être étudiées, mais ce travail n'est pas facilement réalisable du fait de la difficulté d'accès aux sources des codes et des longs temps de calcul.

Pour de telles applications et afin de pouvoir étudier la variabilité des scénarios accidentels (associée à la configuration du réacteur avant l'accident, au déroulement du transitoire et aux incertitudes liées à la modélisation des phénomènes physiques), des outils physiques plus simples sont donc développés et validés, avant d'être couplés à des techniques avancées de statistique. Autour du transitoire accidentel de référence simulé avec un outil mécaniste, ces outils physico-statistiques permettent d'évaluer la variabilité des scénarios, de quantifier les marges de conception et de sûreté et d'identifier les paramètres les plus influents sur ces marges. *In fine*, ces outils constitueront une aide certaine à l'orientation des travaux de R&D pour la conception d'ASTRID et la démonstration de sa sûreté.

Ces travaux de thèse ont porté sur le développement de l'outil physique (nommé MACARENa) dédié au transitoire de perte de débit primaire non protégé (ULOF) se produisant dans le réacteur ASTRID. Après avoir présenté ce réacteur et plus spécifiquement les particularités du cœur CFV, qui conduisent à des transitoires ULOF très différents de ceux qui pouvaient se produire dans les cœurs homogènes du passé (Phénix, SuperPhénix, *etc.*), le besoin de ce type d'outil physico-statistique a été exposé. Le déroulement des deux premières phases de l'ULOF dans le cœur CFV a été décrit et étudié ; il peut être synthétisé comme décrit dans la suite.

### • Phénoménologie de la phase d'initiation

Le débit diminuant dans le cœur sous l'effet du déclenchement des pompes primaires, les constituants des assemblages combustibles (combustible, acier et sodium) s'échauffent et se dilatent. Contrairement à ce qui se produit dans un cœur homogène, ces phénomènes induisent dans le cœur CFV une diminution de la réactivité, donc de la puissance. Si cette puissance diminue suffisamment rapidement, le refroidissement du cœur peut être assuré en circulation naturelle monophasique. Si l'ébullition du sodium apparaît dans la partie supérieure de certains assemblages, le couplage d'effets thermiques, hydrauliques et neutroniques peut conduire à la stabilisation statique (*i.e.* sans oscillation du débit en entrée des assemblages et avec stabilisation du front d'ébullition) ou dynamique (*i.e.* avec une succession de cycles d'ébullition et de renoyage dans le plénum de ces assemblages, induisant des oscillations du débit d'entrée) de cette ébullition. Le refroidissement du cœur est alors assuré en circulation naturelle diphasique durant un certain temps. A terme, il conviendrait d'étudier la tenue mécanique des structures portées à la température d'ébullition du sodium ( $\sim 1200\text{ K}$ ). Enfin, il est également possible que la décroissance de la puissance ne soit pas suffisamment rapide pour que l'hydraulique du cœur atteigne un point de fonctionnement stable. Dans ce cas, des excursions de débit se produisent dans certains assemblages. Il s'ensuit l'assèchement des gaines, rapidement suivi de leur fusion. Le début de fusion des gaines est le critère de transition vers la phase primaire de l'accident, synthétisée ci-après.

### • Phénoménologie de la phase primaire

Une fois l'acier de certaines gaines fondu, il peut être entraîné vers le haut de l'assemblage par la vapeur de sodium. Dans cette zone plus froide, il peut se solidifier, auquel cas l'accumulation d'acier forme un bouchon supérieur dans l'assemblage. La croissance de ce bouchon (*i.e.* la diminution de sa porosité) augmente la perte de charge interne dans l'assemblage et entraîne une diminution du débit d'entrée de sodium. Conséquemment, la vitesse de la vapeur sodium décroît. Lorsque cette vitesse devient suffisamment faible (seuil donné par la vitesse de "flooding"), l'acier liquide résultant de la fusion progressive de l'assemblage n'est plus entraîné vers le haut, mais chute par gravité, dans les zones inférieures de l'assemblage. Cette zone étant plus froide, il se solidifie également et forme un bouchon inférieur. En l'absence d'écoulement de sodium pour refroidir les assemblages dégradés, l'échauffement comme la fusion des matériaux s'accroissent, formant progressivement des bains au contact des tubes hexagonaux. Finalement, la phase primaire prend fin avec la fusion du premier tube hexagonal dans le cœur.

Suite à l'analyse des phénomènes physiques régissant ces différents scénarios possibles, le niveau de détails et les modélisations nécessaires à la simulation de ces transitoires par un outil physique simple ont été déterminés.

### • Modélisation de la phase d'initiation

En régime transitoire, il est indispensable de calculer l'évolution des températures moyennes des matériaux des assemblages pour évaluer les contre-réactions neutroniques et leur impact global sur la réactivité du cœur. Le comportement du sodium (évolution axiale de la température et du taux de présence de la vapeur dans chaque assemblage) joue également un rôle prépondérant vis-à-vis de l'évolution de la réactivité du cœur, des transferts de chaleur (donc de l'échauffement des matériaux), et influence nettement le débit entrant dans les assemblages. La stabilisation de l'ébullition dans la partie haute des assemblages et les transitoires d'excursions de débit doivent aussi pouvoir être simulés.

Afin de réduire les temps de calcul, les assemblages du cœur sont regroupés en dérivations. Ces dérivations sont modélisées par un assemblage représentatif, comme cela est considéré dans les codes mécanistes (SIMMER, SAS-SFR, CATHARE...). Pour chacun de ces assemblages représentatifs du cœur, plusieurs modèles sont couplés :

- **un modèle 0D pour la conservation de la quantité de mouvement** entre les bornes de l’assemblage, qui permet de calculer l’évolution temporelle du débit moyen dans l’assemblage en question ;
- **un modèle 2D (axial-radial) pour la conservation de l’énergie** dans les différents matériaux de l’aiguille caractéristique de l’assemblage, pour le calcul des évolutions temporelles de leurs températures et de leurs fusions ;
- **un modèle 1D (axial) pour l’écoulement de sodium** dans l’assemblage, pour le calcul de son échauffement et de sa vaporisation, incluant un modèle de mélange avec déséquilibres thermique et dynamique pour simuler l’écoulement diphasique.

Ces modèles sont aussi couplés à l’échelle du cœur au travers d’un modèle de cinétique neutronique 0D, qui permet de calculer l’évolution temporelle de la puissance. Le calcul de la réactivité nette du cœur dans ce modèle est, lui, effectué en multi-1D (*i.e.* la variation de la réactivité est évaluée dans toutes les mailles du cœur).

Les hypothèses sur lesquelles se basent ces modèles ont été discutées et validées. Les résultats de l’outil physique ont été validés avec succès sur des tests thermohydrauliques à effets séparés (expériences GR19) et sur un transitoire couplant effets thermohydrauliques et neutroniques, calculé avec CATHARE2. La capacité de l’outil MACARENa à simuler la phase d’initiation des différents types d’ULOF (transitoire menant à l’atteinte d’un état du cœur refroidissable en circulation naturelle monophasique ou diphasique, ou d’un état de cœur dégradé) a ainsi été démontrée.

#### • Modélisation de la phase primaire

La phénoménologie de cette phase est principalement gouvernée par les mouvements d’acier fondu et leur impact sur la réactivité du cœur, l’échauffement et la fusion du combustible, puis la progression des bains fondus dans chaque assemblage. Sous l’effet des flux thermiques provenant de ces bains, un premier tube hexagonal vient à rompre ; c’est le critère de début de la phase de transition (non traitée dans le cadre de cette thèse). Aux modèles présentés pour la phase d’initiation s’ajoutent donc :

- **un modèle de fusion et de relocalisation des matériaux solides.** Ce modèle comprend un critère d’entraînement des matériaux fondus par la vapeur de sodium et leur relocalisation dans une zone plus froide de l’assemblage. En cas de relocalisation d’acier liquide vers le haut de l’assemblage, la formation d’un bouchon d’acier est aussi modélisée. Ce modèle de fusion et de relocalisation traite également la formation progressive de bains fondus d’acier et de combustible dans l’assemblage ;
- **un modèle pour le calcul des transferts thermiques vers les surfaces des différents bains fondus ;**
- **un modèle permettant de traduire l’effet en réactivité des déplacements des matériaux fondus.** Ces effets contribuent à l’évolution globale de la réactivité du cœur qui, *via* la résolution de l’équation cinétique neutronique 0D précédemment introduite, donne accès à l’évolution temporelle de la puissance du cœur pour cette phase primaire.

Les hypothèses réalisées lors de l’élaboration de ces modèles physiques ont été largement discutées. Les résultats de MACARENa ont été validés avec succès, à puissance imposée, sur des

tests intégraux de perte de débit et de bouchage dans un assemblage (expériences SCARABEE-APL et SCARABEE-BE3+). Les résultats de MACARENa ont aussi été comparés à ceux du code SIMMER-III pour un ULOF avec prise en compte des effets neutroniques liés à l'ébullition du sodium et à la dégradation des assemblages. La capacité de MACARENa à simuler ce transitoire a été soulignée : la même phénoménologie a été observée dans les différentes dérivations du cœur à des instants très proches. La fin des transitoires simulés avec les deux outils diffère cependant légèrement. L'analyse de cette différence a mis en lumière des perspectives de développement dans MACARENa, abordées dans le paragraphe 5.2.

- **Synthèse des résultats**

Enfin, disposant d'un outil physique rapide et validé, **des études paramétriques** (sensibilité au cycle d'irradiation et à la prise en compte de certaines contre-réactions neutroniques) ainsi qu'**une étude physico-statistique préliminaire** ont pu être réalisées.

Les études paramétriques ont notamment mis en exergue l'influence importante du cycle d'irradiation sur le transitoire. Un ULOF se produisant dans un cœur en fin de cycle d'irradiation conduit à une dégradation précoce des assemblages (vis-à-vis du même transitoire pour un début de cycle) et à une configuration finale de cœur dégradé nettement différente. Concernant la sensibilité aux contre-réactions neutroniques, il apparaît que celles qui sont liées à la dilatation des solides et aux effets systèmes, non prises en compte dans le code SIMMER, accélèrent la diminution de la puissance du cœur lors de la phase d'initiation et favorisent donc le maintien du réacteur dans un état refroidissable en circulation naturelle.

Dans le cadre de l'étude physico-statistique, 2000 simulations de transitoires ULOF-MdTG (*i.e.* avec déclenchement des pompes primaires et secondaires) caractérisées par 26 paramètres incertains (liés à la configuration du cœur à l'état nominal, au déroulement du transitoire accidentel, au regroupement d'assemblages en dérivations et à l'incertitude des modèles physiques) ont été réalisées en deux semaines. Les résultats de cette étude ont mis en évidence que l'ULOF se produisant dans le cœur CFV ne conduit que dans un quart des cas à la dégradation du cœur. Pour les autres cas, le refroidissement du cœur est assuré en circulation naturelle monophasique ou diphasique. La majorité des transitoires simulés ( $\sim 65\%$ ) conduisent à une stabilisation de l'ébullition dans la partie supérieure de certains assemblages. Ces résultats restent à conforter, mais sont encourageants vis-à-vis de la sûreté d'ASTRID. Ils ont aussi permis d'identifier les variables ayant le plus d'influence sur le transitoire : perte de charge externe, cycle d'irradiation, puissance du cœur en régime nominal, ainsi que quelques incertitudes liées aux modèles physiques (déséquilibre thermique, inertie du collecteur froid, facteur de Lockhart-Martinelli).

En définitive, l'utilisation de MACARENa permet d'orienter la conception du réacteur afin d'améliorer sa sûreté. En étudiant par exemple la possibilité d'augmenter la charge dans la boucle du circuit primaire externe au cœur (par exemple en augmentant la hauteur motrice au-dessus de la pompe ou en diminuant les pertes de charge dans l'échangeur), le concepteur pourrait favoriser le refroidissement du cœur en circulation naturelle. En augmentant le temps de demi-débit des pompes primaires et le débit de sodium dans l'espace inter-assemblage, il pourrait retarder l'occurrence de la dégradation des assemblages. Par ailleurs, ce travail a souligné l'importance de bien connaître et de bien calculer les pertes de charge par frottement en régime diphasique dans les assemblages pour estimer ce "délai de grâce". L'incertitude liée au coefficient de Lockhart-Martinelli s'est en effet révélée être déterminante dans le passage d'un état de cœur refroidissable en circulation naturelle à un état dégradé.

## 5.2 Perspectives de travail

Dans le futur, l'outil physique MACARENa sera utilisé pour l'amélioration, en relation avec la sûreté, de la conception du réacteur ASTRID *via* la réalisation d'études paramétriques et de propagation des incertitudes.

### 5.2.1 Perspectives de modélisation

Le travail déjà réalisé devra être consolidé et amélioré. Sont notamment envisagés :

- **L'amélioration du modèle de calcul de la puissance du cœur pour la phase primaire**, lorsque le cœur se dégrade. Il a en effet été souligné que le modèle de cinétique point, supposant une distribution spatiale du flux neutronique constante, n'est plus valide lorsque la géométrie du cœur est modifiée (*i.e.* à partir du début de la relocalisation d'acier liquide). Par ailleurs, les effets neutroniques consécutifs aux déplacements des matériaux fondus à un endroit du cœur sont évalués, dans le modèle actuel, en supposant le reste du cœur intact. Cette hypothèse est d'autant plus discutable lorsque la dégradation se généralise et que plusieurs zones du cœur ont fondu. Il est donc indispensable de mieux modéliser, d'une part, l'évolution temporelle de la répartition spatiale du flux neutronique, d'autre part, l'impact des déplacements, éventuellement concomitants, des matériaux fondus sur la réactivité nette du cœur.

Dans ce cadre, deux méta-modèles<sup>1</sup> sont en cours d'élaboration à partir du code de neutronique ERANOS, en collaboration avec EDF R&D. Ces outils donneront respectivement la réactivité nette du cœur et la distribution spatiale de puissance à partir de cartes 2D d'états dégradés obtenues avec MACARENa (approche d'ACP - Analyse par Composantes Principales). Cette amélioration du modèle de neutronique de MACARENa sera testée en ré-évaluant les écarts avec les résultats de la simulation SIMMER-III<sup>2</sup>; elle devrait notamment permettre de mieux calculer l'évolution de la puissance en fin de phase primaire.

- **Un modèle de relocalisation du combustible solide sous forme de particules.** L'excursion de puissance observée en fin de phase primaire dans la simulation SIMMER-III est liée au mouvement du combustible qui, une fois fragmenté en particules, peut s'effondrer. Il convient donc d'étudier le réalisme de cette modélisation physique et, si besoin, de modéliser ce déplacement de particules solides ainsi que son impact sur la réactivité du cœur.

- **Un modèle de retour du sodium en provenance du collecteur chaud.** Cet éventuel retour de sodium liquide dans les plénums du cœur (zone à effet de vide négatif) peut entraîner une forte augmentation de la réactivité, comme cela a été observé en fin de phase primaire dans le transitoire de référence calculé avec SIMMER-III. A terme, la modélisation de ce phénomène sera nécessaire.

Finalement, ce travail devrait se poursuivre avec la modélisation de la suite de l'accident (de la phase de transition à la phase de relocalisation des matières fondues sur le récupérateur) pendant laquelle de larges bains fondus se forment, conduisant à la perte totale de géométrie du cœur. Ces modélisations pourront s'appuyer sur des outils physiques déjà existants comme MARINa, qui

1. Métamodèle : fonction analytique donnant l'évolution d'une variable d'intérêt en fonction de données d'entrée corrélées à partir de milliers de résultats de codes plus complexes.

2. Le calcul de l'évolution de la puissance dans SIMMER-III est basé sur un modèle de neutronique 2D.

est dédié à l'étude de la phase secondaire de l'accident et à la relocalisation des matières fondues sur le récupérateur.

### 5.2.2 Perspectives d'études

Par la suite, disposant d'un outil rapide et fiable, il serait intéressant de réaliser d'autres études de sensibilité. Notamment, du fait des longs temps de calculs des outils mécanistes (CATHARE, SIMMER), l'étude de l'influence du maillage du cœur et du regroupement de ses assemblages en dérivations revêt un intérêt particulier. Il serait donc intéressant d'étudier l'influence :

- **du nombre de dérivations**, afin d'étudier leur impact sur l'homogénéisation des phénomènes physiques (par exemple l'effet neutronique lié au renoyage d'une seule dérivation comprenant 30 assemblages) ou au contraire sur leur découplage à l'échelle du cœur ;
- **du maillage axial des assemblages**.

Il conviendrait aussi d'approfondir l'interprétation des résultats de l'analyse préliminaire de propagation d'incertitudes. Une analyse fréquentielle des oscillations de débit et de puissance liées à l'ébullition stabilisée pourrait par exemple permettre de comprendre les couplages physiques qui en sont à l'origine (neutronique/thermique ou hydraulique/thermique).

Enfin, la capacité de MACARENa à simuler les différents types d'ULOF étant démontrée, cet outil est actuellement utilisé au Laboratoire d'Etudes et de Modélisations des Systèmes (CEA) en tant qu'aide à la conception d'essais visant l'étude de l'ébullition stabilisée du sodium dans les assemblages de RNR-Na, comme les essais AR1 qui seront réalisés à l'IPPE (Russie).

# Conditions de stabilité statique d'un écoulement

Pour un niveau de puissance donné, les conditions de stabilité ou d'instabilité statiques d'un écoulement (monophasique ou diphasique), dont l'étude est donc primordiale pour attester du bon fonctionnement de MACARENa, sont explicitées dans cette annexe A.

Cette étude repose généralement sur les définitions présentées dans le paragraphe A.1. Le critère de Ledinegg, qui définit les conditions de stabilité statique d'un écoulement, est ensuite présenté dans le paragraphe A.2. Si ce critère n'est pas vérifié, une excursion de débit se produit dans l'assemblage en question, comme décrit dans le paragraphe A.3. Enfin, un autre phénomène susceptible de se produire autour d'un point de fonctionnement stable est le chouchage, comme illustré dans le paragraphe A.4.

## A.1 Définitions

Les définitions données dans ce paragraphe sont issues des travaux de J. Bouré [151]. Leur application à un RNR est décrite dans [44].

- Caractéristique interne (ou caractéristique résistive) :

La caractéristique interne se définit comme la perte de charge totale dans l'assemblage en fonction du débit qui le traverse :  $\Delta P_{int}(Q_{ass})$ . Elle est constituée d'une succession d'états permanents qui peuvent être obtenus en faisant des mesures en régime établi de la perte de charge totale dans l'assemblage (notée  $\Delta P_{int}$ ) en fonction du débit  $Q_{ass}$  qui le traverse. Ces mesures successives sont effectuées pour une même puissance, une même température d'entrée et une même pression de sortie d'assemblage.

Cette perte de charge totale aux bornes de l'assemblage est la somme des différents termes suivants (équation A.1) :

- la perte de charge gravitaire  $\Delta P_{grav}$  ;
- la perte de charge par frottement  $\Delta P_{frott}$  ;
- la perte de charge par accélération  $\Delta P_{acc}$  ;
- la perte de charge par singularité  $\Delta P_{sing}$ .

$$\Delta P_{int}(Q_{ass}) = \Delta P_{grav}(Q_{ass}) + \Delta P_{frott}(Q_{ass}) + \Delta P_{acc}(Q_{ass}) + \Delta P_{sing}(Q_{ass}) \quad (\text{A.1})$$

Une illustration de caractéristique interne est présentée en figure A.1. Elle correspond à l'essai GR19-BP réalisé avec une puissance de 5 kW par aiguille<sup>1</sup>. En partant du débit nominal et au fur et à mesure de la réduction du débit  $Q_{ass}$  dans l'assemblage, la perte de charge interne mesurée en régime permanent évolue comme suit :

- tant que les conditions de saturation ne sont pas atteintes (*i.e.* tant que le sodium est monophasique liquide, *cf.* zone 1), la perte de charge totale diminue lorsque le débit diminue. La

---

1. GR19-BP pour GRappe de 19 aiguilles et Bouchage Partiel. Cet essai est décrit en détail dans le paragraphe 2.4.



## A Conditions de stabilité statique d'un écoulement

densité variant peu puisque le sodium reste monophasique liquide, ce sont principalement les pertes de charge par frottement et par accélération qui diminuent, entraînant la diminution de la perte de charge totale dans l'assemblage ;

- à débit plus faible, les conditions de saturation sont atteintes (*cf.* zone 2). En régime permanent, du fait de la pression statique plus faible au sommet de l'assemblage, c'est dans cette zone que l'ébullition apparaît (*i.e.* dans la tête d'assemblage puis dans la PNS). La chute importante de la densité du sodium qui en résulte entraîne une forte diminution de la perte de charge gravitaire, et donc de la perte de charge totale ;
- si le débit diminue encore, le front d'ébullition progresse vers le bas de l'assemblage jusqu'à pénétrer dans le faisceau d'aiguilles. La perte de charge par frottement en régime diphasique augmente alors fortement, entraînant une augmentation de la perte de charge totale dans l'assemblage (*cf.* zone 3).

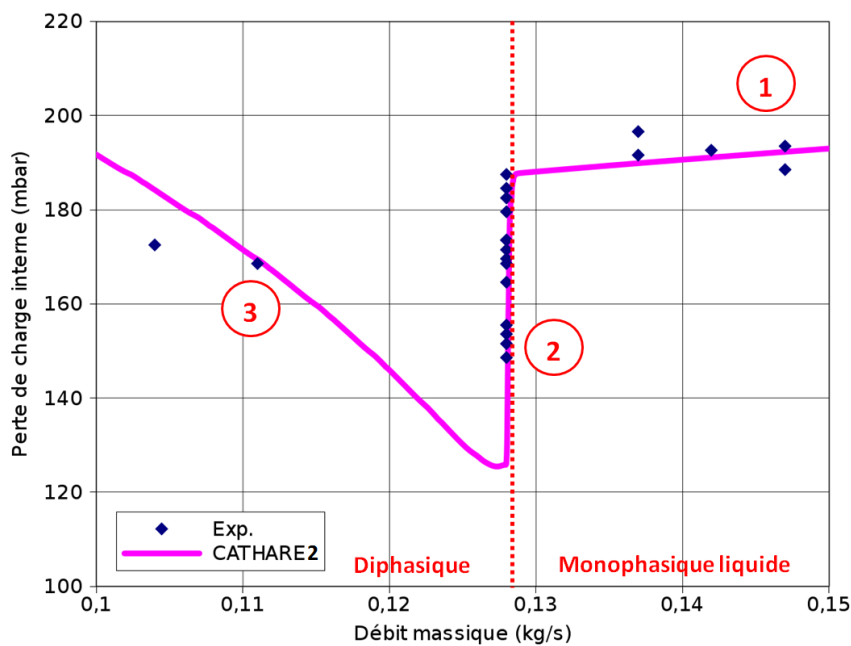


FIGURE A.1 – Caractéristique interne de l'assemblage utilisé dans la section d'essai GR19-BP (puissance de 5 kW/aig) - Mesures expérimentales et calculs effectués avec le logiciel CATHARE2 [67]

- Caractéristique externe (ou caractéristique motrice) :

L'assemblage étant partie intégrante d'une boucle (plus précisément de la boucle externe<sup>2</sup> du circuit primaire en conditions réacteur), les conditions aux limites en pression de cet assemblage sont imposées par cette boucle. La caractéristique externe se définit, en régime permanent, comme la perte de charge entre les extrémités de l'assemblage<sup>3</sup> imposée par la boucle externe en fonction du débit qui traverse l'assemblage en question :  $\Delta P_{ext}(Q_{ass})$ .

En conditions réelles, cette caractéristique est légèrement "plongeante". Cela signifie que  $\Delta P_{ext}$  diminue légèrement avec l'augmentation du débit massique dans l'assemblage  $Q_{ass}$ , du fait des termes de frottement qui interviennent dans la boucle externe et qui dépendent du débit primaire

2. On appelle boucle externe l'ensemble des composants du circuit primaire qui ne sont pas contenus dans le cœur du réacteur. Elle contient notamment les échangeurs intermédiaires et les pompes primaires.

3. C'est-à-dire entre l'entrée dans le pied d'assemblage et la sortie de la tête d'assemblage.

## A.2 Conditions de stabilité statique de l'écoulement selon le critère de Ledinegg

(cf. caractéristiques rouges en traits pointillés sur la figure A.2). Si l'on considère que la perte de charge par frottement est négligeable dans la boucle externe (ce qui est généralement le cas en conditions de refroidissement du cœur par circulation naturelle puisque les débits sont faibles), la perte de charge externe totale se résume à un terme constant en fonction du débit dans l'assemblage, représentant la somme de la perte de charge gravitaire dans la boucle externe et de la perte de charge liée aux pompes primaires. La caractéristique externe est alors dite "plate" ou "horizontale" (cf. caractéristique bleue en trait plein sur la figure A.2). Cette hypothèse est souvent réalisée pour pouvoir négliger les termes de frottement dans la boucle externe.

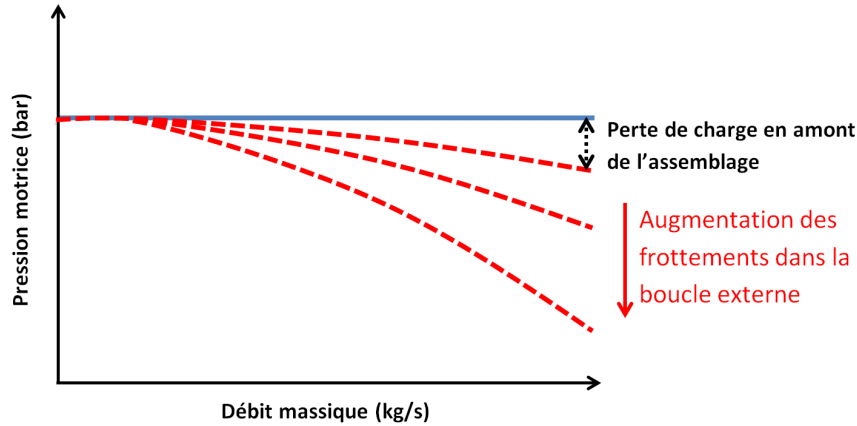


FIGURE A.2 – Exemples de caractéristiques externes pour un cœur de réacteur avec ou sans prise en compte des pertes de charge par frottement dans la boucle externe

## A.2 Conditions de stabilité statique de l'écoulement selon le critère de Ledinegg

Dès lors que l'assemblage est connecté à une boucle externe, le débit  $Q_{ass}$  qui le traverse s'ajuste naturellement de manière à égaliser la perte de charge interne à la perte de charge externe, imposée par la boucle externe au cœur :

$$\forall t : \Delta P_{int}(Q_{ass}, t) = \Delta P_{ext}(Q_{ass}, t) \quad (\text{A.2})$$

Selon les conditions de l'écoulement, ce débit  $Q_{ass}$  peut être maintenu en régime établi ou non. Si ce n'est pas le cas, une excursion de débit survient (*i.e.* une diminution drastique du débit dans l'assemblage, cf. paragraphe suivant). Pour savoir si un écoulement est établi ou non pour un point de fonctionnement donné, le critère généralement utilisé est celui de M. Ledinegg [152] développé ci-après.

Un point de fonctionnement correspond à une intersection entre la caractéristique interne et la caractéristique externe (points A, B et C par exemple sur la figure A.3). La stabilité de l'écoulement en ce point de fonctionnement dépend de la pente des deux caractéristiques. Selon le critère de Ledinegg, l'écoulement (correspondant à un débit  $Q_0$ ) est stable pour ce point de fonctionnement si l'inéquation A.3 est vérifiée, autrement dit si la pente de la caractéristique externe y est plus petite que la pente de la caractéristique interne (en valeurs algébriques).

$$\left( \frac{\partial \Delta P_{ext}}{\partial Q} \right)_{Q_0} < \left( \frac{\partial \Delta P_{int}}{\partial Q} \right)_{Q_0} \quad (\text{A.3})$$

## A Conditions de stabilité statique d'un écoulement

Notons qu'en réalisant l'hypothèse d'une caractéristique externe plate (*i.e.* à pente nulle), ce critère de Ledinegg se résume à l'inégalité suivante :

$$0 < \left( \frac{\partial \Delta P_{int}}{\partial Q} \right)_{Q_0} \quad (\text{A.4})$$

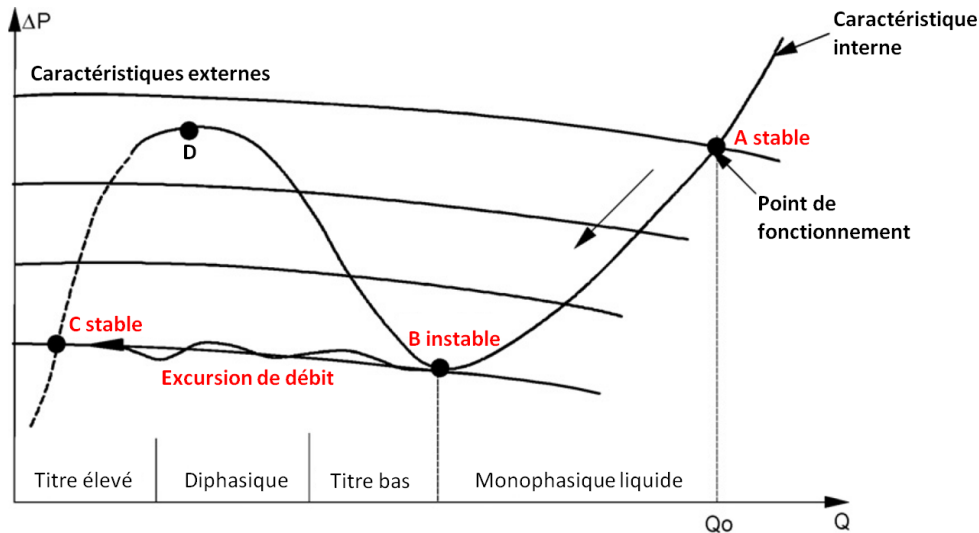


FIGURE A.3 – Exemples de superposition de caractéristiques interne et externe et étude des points de fonctionnement stables [44]

Lorsque ce critère est respecté (*cf.* points A et C de la figure A.3), l'écoulement de débit  $Q_0$  en ce point de fonctionnement est stable : il peut être maintenu en régime établi. L'égalité A.2, qui est vraie à chaque instant, est alors vérifiée pour une perte de charge interne égale à celle que l'on pourrait mesurer en régime permanent, *i.e.* à la perte de charge de la caractéristique interne  $\Delta P_{intCI}(Q_{ass})$  :

$$\Delta P_{int}(Q_{ass}, t) = \Delta P_{ext}(Q_{ass}, t) \quad \text{avec} \quad \Delta P_{int}(Q_{ass}, t) = \Delta P_{intCI}(Q_{ass}) \quad (\text{A.5})$$

Si, par contre, le critère de Ledinegg n'est pas satisfait (*cf.* entre le point B et le point D sur la figure A.3), le système va tendre vers un nouveau point stable suite à une excursion de débit.

NB : le critère de Ledinegg permet de conclure sur la stabilité statique ou l'instabilité statique d'un point de fonctionnement. Il ne donne cependant aucune information sur les aspects dynamiques du transitoire (apparition ou non d'instabilités dynamiques, cinétique de l'excursion de débit, *etc.*).

### A.3 Excursion de débit

Lorsque le critère de Ledinegg n'est pas respecté, le point de fonctionnement est instable : le débit ne peut être maintenu en régime établi. Le transitoire de diminution drastique du débit, qui évolue alors jusqu'au prochain point de fonctionnement stable, est appelé "excursion de débit".

Théoriquement, de nouvelles conditions stables d'écoulement établi peuvent être atteintes à très haut titre (point C de la figure A.3). Dans les expériences, l'instant d'assèchement des

gaines se produit généralement avant d’atteindre ce nouveau point de fonctionnement stable. Expérimentalement, ces excursions de débit ont été observées à plusieurs reprises, comme illustré en figure A.4 sur l’exemple des essais GR19-I<sup>4</sup>.

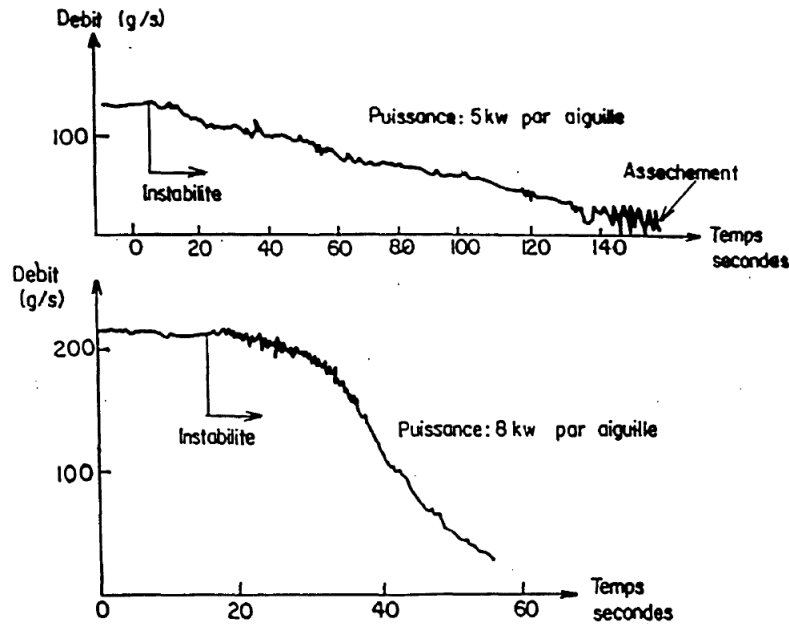


FIGURE A.4 – Evolutions du débit d’entrée observées lors d’excursions de débit à deux niveaux de puissance : 5 et 8 kW par aiguille (Expériences GR19-I) [84]

Pendant une excursion de débit, l’égalité des pertes de charge interne et externe (équation A.2) est, certes, vérifiée, mais pour une perte de charge interne  $\Delta P_{int}(Q_{ass})$  différente de celle que l’on pourrait mesurer en régime permanent  $\Delta P_{intCI}(Q_{ass})$  (cf. zone “Excursion de débit” entre le point B et le point C de la figure A.3) :

$$\Delta P_{int}(Q_{ass}, t) = \Delta P_{ext}(Q_{ass}, t) \quad \text{avec} \quad \Delta P_{int}(Q_{ass}, t) \neq \Delta P_{intCI}(Q_{ass}) \quad (\text{A.6})$$

En cas d’écoulement non établi, la différence non nulle ( $\Delta P_{int}(Q_{ass}, t) - \Delta P_{intCI}(Q_{ass})$ ) représente en quelque sorte la “force motrice” de l’excursion de débit : plus cette différence est importante, plus l’excursion de débit sera rapide, et inversement. Au contraire, l’inertie thermique des structures tend à freiner l’excursion de débit. En effet, plus l’inertie thermique des structures est grande, plus la vitesse de propagation du front d’ébullition dans le faisceau d’aiguilles sera lente [46].

## A.4 Phénomène de chouage

Un autre phénomène susceptible de se produire autour d’un point de fonctionnement stable statiquement durant la phase d’initiation d’un transitoire de type perte de débit non protégé est le chouage. Ce terme désigne le phénomène d’oscillations entretenues<sup>5</sup> de débit et/ou de pression en entrée et sortie d’assemblage. Ces oscillations apparaissent principalement lorsque l’assemblage est alimenté par un faible débit, et qu’une succession de régimes monophasiques -

4. GR19-I pour GRappe de 19 aiguilles et Instabilité. Essai décrit en détail dans le paragraphe 2.4.

5. On entend par “entretenues” une amplitude et une fréquence quasi-constantes dans le temps.

## A Conditions de stabilité statique d'un écoulement

---

diphases s'installe. Ce phénomène est une conséquence directe de la stabilité de l'écoulement selon le critère de Ledinegg [45] :

- l'ébullition du sodium dans l'assemblage entraîne une importante chute de la densité du fluide diphasique, et donc de la perte de charge gravitaire ;
- si le point de fonctionnement est stable au sens du critère de Ledinegg, il résulte de cette diminution de la perte de charge interne une augmentation du débit de sodium dans l'assemblage. Un renoyage de la zone diphasique se produit ;
- le passage d'un régime d'écoulement diphasique à un régime d'écoulement monophasique liquide entraîne une augmentation de la perte de charge interne globale ;
- si le point de fonctionnement est stable au sens du critère de Ledinegg, il résulte de cette augmentation de la perte de charge interne une diminution du débit dans l'assemblage, *etc.*

Un exemple de chouchage observé expérimentalement sur la section d'essai THORS<sup>6</sup> [74] est visible sur la figure A.5.

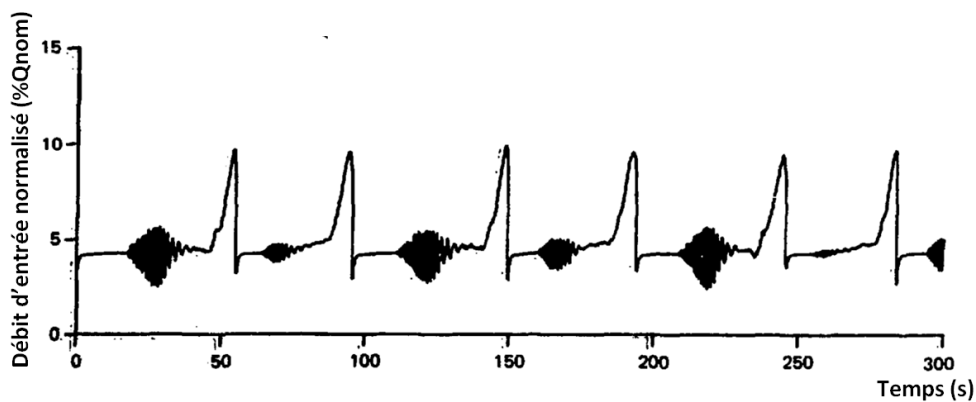


FIGURE A.5 – Débit de sortie d'assemblage lors du test 231 A - THORS-SHRS - Visualisation du phénomène de chouchage [74]

---

6. THORS pour Thermal-Hydraulic Out-of-Reactor Safety.

## Définition des grandeurs relatives à la modélisation d'un écoulement diphasique

Cette annexe vise à définir les grandeurs qui sont utilisées dans ce manuscrit de thèse pour caractériser un écoulement diphasique.

- Taux de vide  $\alpha$

Le taux de vide  $\alpha$  est défini par le rapport de la fraction de volume occupé par la vapeur dans la maille de cote axiale  $z$  sur le volume total occupé par le fluide dans cette même maille :

$$\alpha(z, t) = \frac{V_v(z, t)}{V_{tot}(z)} \quad (\text{B.1})$$

- Titre réel  $x$

Le titre réel  $x$  (aussi appelé titre vapeur) dans l'écoulement est défini par le rapport entre le débit massique local de la phase vapeur  $Q_v(z)$  et le débit massique total  $Q_{tot}$  dans l'assemblage :

$$x(z, t) = \frac{Q_v(z, t)}{Q_{tot}(t)} \quad (\text{B.2})$$

Au moyen d'un bilan d'énergie en milieu diphasique, ce titre réel peut aussi être exprimé en fonction des enthalpies des phases vapeur et liquide (respectivement  $H_v$  et  $H_l$ ). En notant  $H$  l'enthalpie moyenne du mélange, ce bilan d'énergie donne :

$$x(z, t) = \frac{H(z, t) - H_l(z, t)}{H_v(z, t) - H_l(z, t)} \quad (\text{B.3})$$

Ce titre réel est difficile à évaluer, car les phases sont souvent dispersées dans l'écoulement. Pour le calculer, on suppose généralement que l'équilibre thermodynamique est atteint et que les deux phases sont à leurs températures de saturation dans la zone où elles co-existent. Le titre réel, alors appelé titre thermodynamique et noté  $x_{eq}$ , s'écrit dans ces conditions :

$$x_{eq}(z, t) = \frac{H(z, t) - H_{lsat}(z, t)}{L_{vap}} \quad (\text{B.4})$$

Avec  $H_{lsat}$  l'enthalpie du liquide à saturation et  $L_{vap}$  la chaleur latente de vaporisation du fluide.

- Glissement  $\gamma$  et vitesse de glissement  $v_{vl}$

Lorsqu'un écoulement est diphasique, les deux phases ne se déplacent généralement pas à la même vitesse. En notant  $v_v$  la vitesse de la phase vapeur et  $v_l$  la vitesse de la phase liquide, la vitesse de glissement  $v_{vl}$  est définie comme :

$$v_{vl} = v_v - v_l \quad (\text{B.5})$$

Et le glissement, qui désigne le rapport de la vitesse de la phase vapeur divisée par celle de la phase liquide, s'écrit :

$$\gamma = \frac{v_v}{v_l} \quad (\text{B.6})$$

## B Définition des grandeurs relatives à la modélisation d'un écoulement diphasique

En exprimant les débits massiques  $Q_v$  et  $Q_{tot}$  en fonction du taux de vide  $\alpha$ , puis en utilisant la définition du titre réel  $x$  (équation B.2), on peut finalement démontrer la relation suivante, qui lie le glissement au titre réel et au taux de vide (tel qu'indiqué dans la référence [34]) :

$$\gamma = \left( \frac{x}{1-x} \right) \left( \frac{\rho_l}{\rho_v} \right) \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} \right) \quad (\text{B.7})$$

- Débit massique diphasique  $Q$  et vitesse massique diphasique  $G$

En régime diphasique, le débit massique dans l'écoulement est défini comme suit (en notant  $S$  la section de passage du fluide) :

$$Q = \alpha S \rho_v v_v + (1-\alpha) S \rho_l v_l \quad (\text{B.8})$$

La vitesse massique moyenne du fluide, qui s'exprime en  $kg/(s.m^2)$ , est définie à partir de ce débit massique total :

$$G = \frac{Q}{S} \quad (\text{B.9})$$

## Description des instabilités de Rayleigh-Bénard

Soit un fluide contenu entre deux parois horizontales de sorte que la température de la paroi inférieure  $T_{inf}$  soit supérieure à celle de la paroi supérieure  $T_{sup}$  (comme c'est le cas de l'acier liquide situé entre la croûte de combustible en bas et sa propre croûte en haut). Sous l'effet du chauffage, la densité du fluide situé à proximité de la paroi inférieure décroît. Du fait de la poussée d'Archimède, ce fluide a tendance à remonter vers la paroi supérieure. A partir d'un seuil de gradient thermique  $\Delta T = (T_{inf} - T_{sup})$ , ce mouvement induit une déstabilisation du milieu fluide sous la forme de rouleaux dits "thermo-convectifs", aussi appelés cellules de Bénard, visibles sur l'illustration C.1 [153].

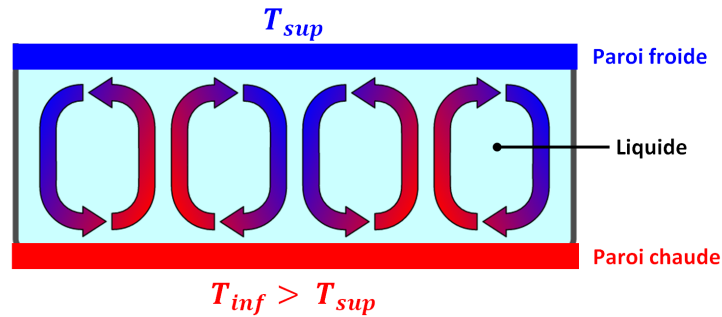


FIGURE C.1 – Schématisation des cellules de convection induites par les instabilités de Rayleigh-Bénard

La stabilité du système ainsi défini est pilotée par le nombre adimensionnel de Rayleigh défini en équation 3.24. Au-delà du nombre de Rayleigh critique de  $Ra_{RB} = 1708$  [154], le régime permanent dans le bain est caractérisé par les cellules de convection visibles sur la figure C.1. En-dessous de ce seuil, les transferts par conduction prédominent.

Le nombre de Rayleigh s'écrit :

$$Ra = \frac{g\beta}{\nu\alpha}(T_p - T_{liq})L_c^3 \quad (C.1)$$

Avec :

- $\beta$  le coefficient de dilatation thermique du liquide (en  $K^{-1}$ );
- $\nu$  la viscosité cinématique du liquide (en  $m^2/s$ );
- $\alpha$  la diffusivité thermique du fluide (en  $m^2/s$ );
- $T_p$  et  $T_{liq}$  respectivement la température de la paroi chaude et la température du liquide (en  $K$ );
- $L_c$  la longueur caractéristique du milieu (en  $m$ ).

A titre d'exemple, pour un bain d'acier liquide d'une hauteur de  $5\text{ cm}$ , à la température de  $1700\text{ K}$ , situé au-dessus d'une croûte de combustible solide à la température de  $3006\text{ K}$ , le nombre de Rayleigh est de l'ordre de  $Ra \sim 10^7$ . Ce sont donc les transferts thermiques convectifs liés aux instabilités de Rayleigh-Bénard qui prédominent en régime permanent dans ce type de bains.





# Etude de la convergence des paramètres numériques

Cette annexe est dédiée à l'étude de la convergence des paramètres numériques (hauteur de maille, pas de temps) dans les simulations MACARENa.

## D.1 Convergence des calculs en fonction de la hauteur des mailles axiales

La figure D.1 présente le maillage 1D axial utilisé pour la validation de MACARENa avec les résultats d'essais GR19 (*cf.* paragraphe 2.4). Pour ce jeu de données, les hauteurs de mailles considérées sont de l'ordre de 2.5 cm.

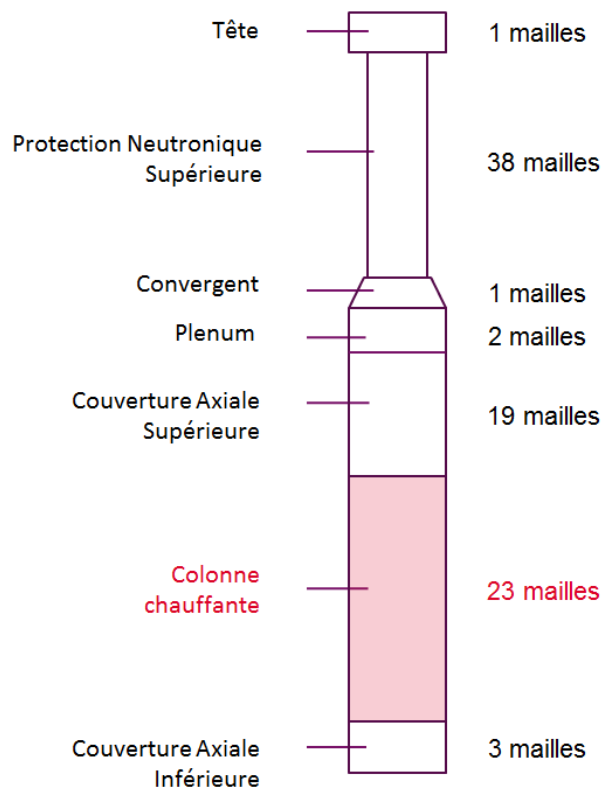


FIGURE D.1 – *Détail du maillage axial unique utilisé pour la validation des modèles de thermohydraulique de l'outil MACARENa avec les résultats d'essais GR19*

Une étude de sensibilité à cette hauteur de maille de référence a été menée. Les résultats, présentés sur la figure D.2, mettent en évidence une convergence des résultats à partir de 20 mailles axiales dans la zone chauffante, ce qui correspond à une hauteur de maille de 3 cm. Cette

## D Etude de la convergence des paramètres numériques

étude conforte donc le choix d'une hauteur de maille de 2.5 cm dans le faisceau d'aiguilles, valeur retenue pour l'ensemble des simulations présentées dans ce manuscrit de thèse.

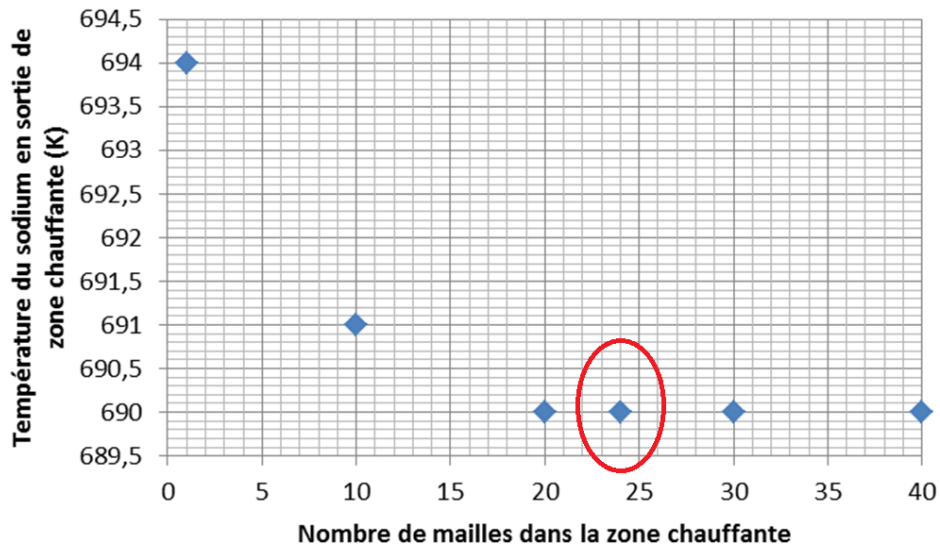


FIGURE D.2 – Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (régimes permanents dans la section d'essai GR19-I) en fonction de la hauteur de maille dans la zone chauffante

L'étude de la convergence du maillage axial de l'échangeur de chaleur intermédiaire (*cf.* paragraphe 2.3.5) est présentée sur la figure D.3. Cette figure montre une convergence des résultats à partir d'une centaine de mailles axiales dans la modélisation 1D de l'échangeur. Le nombre de mailles finalement retenu est de 200 mailles axiales, comme indiqué en rouge sur la figure.

### D.2 Convergence des calculs en fonction du pas de temps

Dans MACARENa, le calcul du pas de temps  $\Delta t$  est adaptatif et respecte la condition de Courant-Friedrichs-Lewy (CFL) :

$$\Delta t(t) = C_{CFL} \frac{\Delta z}{v_{Na}(t)} \quad (D.1)$$

avec  $\Delta z$  la hauteur de maille (en  $m$ ),  $v_{Na}$  la vitesse du sodium liquide (en  $m/s$ ) et  $C_{CFL}$  le nombre de Courant (adimensionnel, toujours inférieur à 1). Plus ce nombre de Courant est petit, plus le pas de temps est petit toute chose égale par ailleurs. L'étude présentée sur la figure D.4 s'intéresse à l'influence de ce nombre de Courant sur la variable d'intérêt "temps de début de relocalisation de l'acier liquide" dans la simulation MACARENa de l'essai SCARABEE-APL3<sup>1</sup> (*cf.* paragraphe 3.3.2). Cette étude montre bien une convergence des résultats avec la réduction du pas de temps. La valeur  $C_{CFL} = 0.5$  indiquée en rouge sur la figure, retenue dans les simulations présentées dans ce manuscrit, est un compromis précision *vs* temps de calculs.

1. Pour cette étude de convergence, la perte de débit est enclenchée à  $t = 1 s$ .

## D.2 Convergence des calculs en fonction du pas de temps

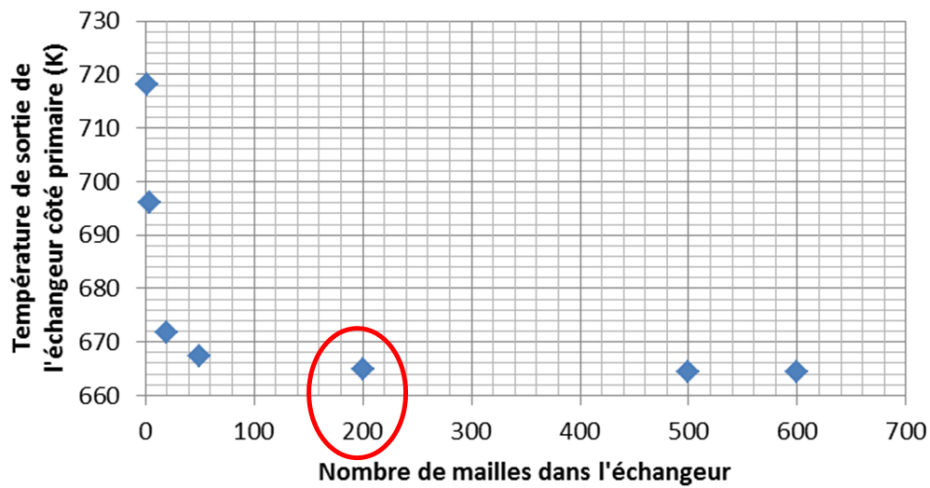


FIGURE D.3 – Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (régimes permanents dans le cœur CFV-V3) en fonction de la hauteur de maille dans l'échangeur intermédiaire

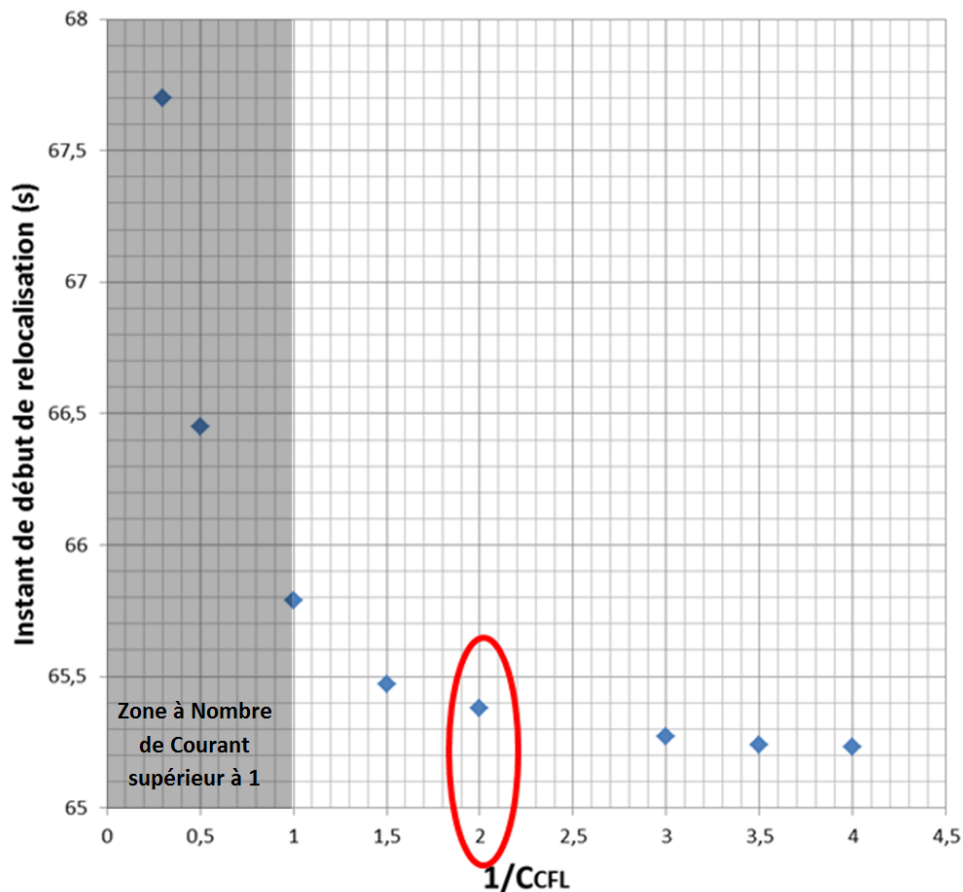


FIGURE D.4 – Etude de sensibilité des résultats de simulations MACARENa (perte de débit SCARABEE-APL3) en fonction du pas de temps



# Bibliographie

- [1] *Les réacteurs nucléaires à caloporteur sodium*. CEA - Monographie DEN, 2014.
- [2] T.B. COCHRAN, H.A. FEIVISON, W. PATTERSON, G. PSHAKIN, M.V. RAMANA *et al.* : *Fast Breeder Reactor Programs : History and Status*. February 2010.
- [3] *Loi du 28 juin 2006 - Présentation de la loi*. Ministère de l'environnement, de l'énergie et de la mer, 2010. disponible à l'adresse URL : [www.developpement-durable.gouv.fr/Presentation-de-la-loi.html](http://www.developpement-durable.gouv.fr/Presentation-de-la-loi.html).
- [4] *A technology roadmap for Generation IV nuclear energy systems*. USDOE and the Generation IV International Forum, 2002.
- [5] *Rapport sur la gestion durable des matières nucléaires. Tome 1 - La gestion durable des matières radioactives avec les réacteurs de 4ème Génération*. CEA - Direction de l'Energie Nucléaire, Décembre 2012.
- [6] C. VENARD, D. BLANCHET, L. BUIRON, P. SCIORA, M. VANIER, A. CONTI, P. MARSAULT, T. BECK, D. LORENZO et I. GUENOT-DELAHAIE : ASTRID - Pré-design du coeur CFV-1500-AIM1 V3 - Données coeur. Rapport technique, CEA, 2013. DER/SPRC/LEDC 13-420 IND A.
- [7] P. Le COZ, J.F. SAUVAGE, J.M. HAMY, V. JOURDAIN, J.P. BIAUDIS, H. OOTA, T. CHAUVEAU, P. AUDOUIN, D. ROBERTSON et R. GEFFLOT : The ASTRID project : status and future prospects. FR13, Paris, France, 4-7 Mars. CN 199-261.
- [8] *Rapport sur la gestion durable des matières nucléaires. Tome 3 -Les réacteurs à neutrons rapides de 4ème Génération à caloporteur sodium. Le démonstrateur technologique ASTRID*. CEA - Direction de l'Energie Nucléaire, Décembre 2012.
- [9] *Loi n ° 2006-686 du 13 juin 2006 relative à la transparence et à la sécurité en matière nucléaire (1)*. disponible à l'adresse URL : [www.legifrance.gouv.fr](http://www.legifrance.gouv.fr).
- [10] P. Lo PINTO, B. CARLUEC et F. GRIFFON : Réacteur ASTRID. Document d'Orientation de Sûreté. Rapport technique, CEA, AREVA, EDF SEPTEN, 2011. DEN/CAD/DER/CPA AST1 AST NT CPA 0064 Indice 1.
- [11] H.A. BETHE et J.H. TAIT : An estimate of the order of magnitude of the explosion when the core of a fast reactor collapses. *In RHM*, 1956.
- [12] A.E. WALTAR et A.B. REYNOLDS : *Fast Breeder Reactors*. Pergamon, 1981.
- [13] J. PAPIN : Behavior of Fast Reactor Fuels during transient and accident conditions. *Comprehensive Nuclear Materials*, 2:609–634, 2012.
- [14] A. BACHRATA, N. MARIE, F. BERTRAND et J.B. DROIN : Improvement of Model for SIMMER code for SFR corium relocation studies. *International Journal of Mathematical, Computational, Natural and Physical Engineering*, 8(3), 2014.
- [15] S. KONDO, K. MORITA, Y. TOBITA, K. KAMIYAMA, D.J. BREAR et E.A. FISCHER : *SIMMER-III : A computer program for LMFR core disruptive accident analysis*. O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, 1996.
- [16] *Synthèse du rapport de l'IRSN sur des études probabilistes de sûreté de niveau 1 du réacteur EPR de Flamanville 3*. IRSN, 30 janvier 2014.
- [17] R. Le TELLIER, L. SAAS et F. PAYOT : Phenomenological analyses of corium propagation in LWRs: the PROCOR software platform. The 7th European Review Meeting on Severe Accident Research ERMSAR-2015, Marseille, France, March 24-26 2015.

- [18] L. LUCK et C. BELL : The case of integral core – disruptive accident analysis. ANS/ENS Fast Reactor Safety Meeting, Knoxville, TN, USA, April 1985.
- [19] R. NAKAI, T. SUZUKI, H. YAMANO, H. SEINO et H. ISHIKAWA : Development of severe accident evaluation technology (Level 2 PSA) for Sodium-cooled Fast Reactor (1) Overview of evaluation methodology development. ICAPP'09, Tokyo, Japan, 10-14 May 2009.
- [20] S. KONDO, N. NONAKA, O. MIYAKE *et al.* : Integrated Analysis of In-vessel and Ex-vessel Severe-Accident Sequences. Int. Fast Reactor Safety Mtg., Snowbird, Utah, U.S.A., August 12-16 1990.
- [21] L. RAVI, K. VELUSAMY et P. CHELLAPANDI : A robust thermal model to investigate radial propagation of core damage due to total instantaneous blockage in SFR fuel assembly. *Annals of Nuclear Energy*, 62:342–356., 2013.
- [22] N. SEILER-MARIE : *Recherche et Développement dans le domaine de la Thermo-hydraulique des écoulements polyphasiques pour la modélisation des transitoires accidentels des réacteurs de Générations II-III et IV.* 2016. Ecole Doctorale I-MEP2. Habilitation à Diriger des Recherches soutenue le 16 Juin 2016.
- [23] A. BASSI : Cahier des charges d'une chaîne de calculs simplifiés pour l'analyse de sûreté des SFR. Rapport technique, Document émis dans le cadre de l'accord Tripartite CEA/AREVA-NP/EDF, 2013. DEN/CAD/DTN/STRI/LMA/NT/2012/037/A.
- [24] F. BERTRAND, N. MARIE, G. PRULHIÈRE, J. LECERF et J.M. SEILER : Comparison of the behavior of two core designs for ASTRID in case of severe accidents. *Nuclear Engineering and Design*, 2015. <http://dx.doi.org/10.1016/j.nucengdes.2015.04.020>.
- [25] J.B. DROIN, N. MARIE, F. BERTRAND, E. MERLE et J.M. SEILER : Analytical modelling of the primary phase of an Unprotected Loss Of Flow. NURETH-16, Chicago, IL, USA, August 30 - September 4 2015. Paper 13036.
- [26] P. MARSAULT, R. LAVASTRE, A. CONTI et P. SCIORA : Modélisation CATHARE des cœurs CFV pour les études de transitoires. Rapport technique, CEA, 2016. DEN/DER/SESI/LEMS/NT DR 12.
- [27] D. LEMASSON et F. BERTRAND : Simulation with SAS-SFR of a ULOF transient on ASTRID- like core and analysis of molten clad relocation dynamics in heterogeneous subassemblies with SAS- SFR. ICAPP'14, Charlotte, USA, 2014.
- [28] A. BACHRATA, F. BERTRAND et D. LEMASSON : Unprotected Loss Of Flow simulation on ASTRID CFV V3 reactor core. ICAPP 2015, Nice, France, May 3 - 6 2014.
- [29] P. MARSAULT : Coeur CFV 1500 AIM1 V3 - Dossier d'études "situations non protégées" (ULOx, ULOHS) en support au DOS ASTRID. Rapport technique, CEA, Décembre 2014. DEN/CAD/DER/SESI/LC4G/NT DR 17.
- [30] J.M. DELHAYE : *Thermohydraulique des réacteurs.* EDP Sciences, 2008.
- [31] A. BASSI et J.M. SEILER : Synthèse relative à l'ébullition du sodium. Rapport technique, CEA, 2010. DEN/CAD/DTN/STRI/LMA/2010/021.
- [32] B. RAMEAU : CFNa -GR 19 I : Résultats d'essais et interprétation de la deuxième campagne d'essais (Novembre-Décembre 1981, Mars 1982). Rapport technique, CEA, 1983.
- [33] B. RAMEAU et C. PIETTRE : Compte-rendu d'essais GR19I - 2ème campagne d'essais Novembre-décembre 1981. Rapport technique, CEA, 1982.

- 
- [34] F. SCHMITT : *Contribution expérimentale et théorique à l'étude d'un type particulier d'écoulement transitoire de sodium en ébullition : la redistribution de débit*. Thèse de doctorat, Université Scientifique et Médicale de Grenoble, 1974.
- [35] I.E. IDEL'CIK : *Memento des pertes de charge - coefficients de pertes de charge singulières et de pertes de charge par frottement*. Eyrolles, 1969.
- [36] R.W. LOCKHART et R.M. MARTINELLI : Proposed correlation of data for isothermal two-phase flow, two component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, 45(11):39–48, January 1949.
- [37] P. ANZIEU : Catalogue des propriétés thermiques des matériaux réacteur à la pression atmosphérique. Rapport technique, CEA, 1979. DRNR/SEDC/SEFS 79-4113.
- [38] F. AGOSTI et L. LUZZI : *Heat Transfer Correlations for Liquid Metal Cooled Fast Reactors - Short Handbook*. Politecnico di Milano - Department of Nuclear Engineering, 2007.
- [39] A. CONTI : Présentation des résultats GERMINAL V1 (moyennés par dérivation en fin de cycle) pour le cœur CFV V4 avec 31 dérivations et 4 cycles. Rapport technique, Comptes-Rendu de Réunion, 2016. CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LEMS/CR DO 04 29/03/16.
- [40] J.K FINK et L. LEIBOWITZ : *Thermodynamic and Transport Properties of Sodium Liquid and Vapor*. Reactor Engineering Division, Argonne National Laboratory, 1995.
- [41] M. LALLEMAND : Transferts en changement de phase - Ebullition convective. Rapport technique, Techniques de l'ingénieur, Octobre 2006. BE8236.
- [42] G.B. WALLIS : *One-dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill, 1969.
- [43] N. ZUBER et J.A. FINDLAY : Average volumetric concentration in two-phase flow systems. *Journal of Heat Transfer*, 31:453–468, 1965.
- [44] J.M. SEILER, D. JUHEL et P. DUFOUR : Sodium boiling stabilisation in a Fast Breeder subassembly during an Unprotected Loss Of Flow accident. *In Nuclear Engineering and Design*, numéro 240, pages 3329–3335. 2010.
- [45] H. M. KOTTOWSKI : *Liquid Metal Thermal-Hydraulics*. Heinz M. Kottowski-Dümenil, 1994.
- [46] J.M. SEILER : *Etude de l'ébullition du sodium au cours d'un transitoire rapide de puissance dans un canal chauffant - Travail effectué dans le cadre de la sûreté des réacteurs à neutrons rapides*. Thèse de doctorat, Université Scientifique et Médicale et Institut National Polytechnique de Grenoble, 1977.
- [47] J.M. SEILER : Progress in fundamental aspects of sodium boiling and related possibilities of simplified calculations. ICHMT, Dubrovnik, 1980.
- [48] A. LATROBE, P. MERCIER, D.G.F. RUEL et J.M. SEILER : Le code NATREX - Présentation et Etat d'Avancement. Rapport technique, CEA, 1978. Note TT 577.
- [49] G. BASQUE, L. DELAPIERRE, D. GRAND et P. MERCIER : BACCHUS - a numerical approach to two-phase flow in a rod bundle. *Nuclear Engineering and Design*, 82:191–204, 1984.
- [50] M. REY : Proposition d'une corrélation de flux de burn-out pour un écoulement de sodium en convection forcée dans un canal vertical. Rapport technique, CEA, 1976. Note DTCE/STT 532.
- [51] A. AGU : Validation des modèles thermohydraulique de l'outil de calcul MACARENa. Rapport technique, CEA, 2015. Rapport de Projet de Fin d'Etudes, CEN/CER/SESI/LEMS DR11.



- [52] D.S. So : Interprétation de l'essai GR19 BP. Rapport technique. IRDI/DEDR/DRE/STT/STML/85-05-C.
- [53] D.S. SO et J.M. SEILER : Sodium boiling, dry out and clad melting in a subassembly of LMFBR during a total instantaneous inlet blockage accident. 11th Liquid Metal Boiling Working Group, Grenoble, France, 23-26 Octobre 1984.
- [54] P. REUSS : *Neutron Physics*. EDP Sciences - INSTN, 2008.
- [55] C. VENARD, W. ASSAL, D. BLANCHET, L. BUIRON, B. FONTAINE, V. PASCAL, P. SCIORA et M. VANIER : Rapport d'avancement 2011 des études neutroniques sur le coeur CFV d'ASTRID. Rapport technique, CEA, 2011. SPRC/LEDC/11-427.
- [56] P. SCIORA, L. BUIRON, D. GIBIAT, J.C KLEIN, D. PLISSON-RIEUNIER, S. POUMERROULY, M.S. CHENAUD et S. MASSARA : Interface ERANOS-CATHARE : Description des méthodes et des données de calcul des contre-réactions. Rapport technique, CEA, 2009. SPRC/LEDC/09-406.
- [57] O. ANTONI : CATHARE2 V2.5.2 : Description of the core kinetics sub module. Rapport technique, CEA, 2008. DER/SSTH/LDAS/EM/2008-052.
- [58] D. LEMASSON : Simulation avec le code SAS-SFR du comportement du cœur CFV-V1 1500MWth en cas d'accident de perte de débit primaire. Rapport technique, EDF, Janvier 2014. H-I28-2013-01653-FR.
- [59] P. SCIORA, D. BLANCHET, L. BUIRON, B. FONTAINE, M. VANIER, C. VENARD, S. MASSARA, A.C. SCHOLER et D. VERRIER : Low void effect core design applied on 2400 MWth SFR reactor. ICAPP'15, Nice, France, May 2011.
- [60] P. SCIORA, D. BLANCHET, L. BUIRON, B. FONTAINE, M. VANIER et F. VARAINE : Analyse physique du concept CFV (Coeur à Faible Vidange). Rapport technique, CEA, 2010. CEA/DEN/CAD/DER/SPRD/LEDC DR8.
- [61] J.C. BOUCHTER : Programme DYN2B. Note de présentation du sous-programme SPDKT1. Rapport technique, CEA, 1992. DRN/DER/SERA/LAPE - SYFRA 91162.
- [62] R. DUPRAZ : Thermohydraulique d'ensemble primaire en régimes de puissance. Rapport technique, AREVA, 2013. AST 2 INC NT ANP 01518.
- [63] S. LI et F. PERDU : Calculs couplés de thermohydraulique système (CATHARE) et CFD (TrioU) appliqués au transitoire ULOSSP du réacteur ASTRID. Rapport technique, CEA, 2013. DEN/DANS/DM2S/STMF/LMSF/NT/13-005/A.
- [64] G. KAYSER, J. CHARPENEL et C. JAMOND : Synthesis os SCARABEE-N program, with main results and application to the total instantaneous blockage reactor. *Nucl. Eng. Des.*, 128:144–185, 1998.
- [65] B. RAMEAU : Out of pile contribution to the study of sodium boiling under forced and mixed convection in a cluster geometry - GR19I experimental results and analysis. 10th Liquid Metal Boiling Working Group, Karlsruhe, Germany, October 27-29 1982.
- [66] D. GRAND, P. MERCIER et J.M. SEILER : Status of the NATREX code calculation of loss of flow transients and overpower transients in single channel geometry. 9th LMBWG, Rome, June 4-6 1980.
- [67] M. ANDERHUBER, A. GERSCHENFELD, N. ALPY, J. PEREZ et J.M. SEILER : Simulation of GR19 sodium boiling experiments with CATHARE-2 system code and TRIO\_U MC subchannel code. NURETH'16, Chicago, USA, August 30 - September 4 2015.

- [68] L. TROTIGNON : Contribution à la validation du code SIMMER : Simulation des essais GR19 - Première partie. Rapport technique, CEA, 2010. DEN/CAD/DTN/STRI/LMA/2010/013-Ind.0.
- [69] L. TROTIGNON : Contribution à la validation du code SIMMER : simulation de l'essai GR19 BP. Rapport technique, CEA, 2011. DEN/CAD/DTN/STRI/LMA/2011/004/0.
- [70] B. RAMEAU et J.M SEILER : CFNa -GR 19 I : Résultats d'essais et interprétation. Rapport technique, CEA, 1984.
- [71] C. PIETTRE : Compte-rendu d'essai GR19BP. Premier Volume. Rapport technique, CEA, 1985. STT/STML/85/06-06-B.
- [72] D. JUHEL, J.M SEILER et D. ARNAUD : Réacteurs RNR-Na. Stabilisation de l'ébullition en sortie d'assemblage. Rapport technique, CEA, 2007.
- [73] N. ALPY, M. ANDERHUBER, A. GERSCHENFELD, J. PEREZ, D. JUHEL, G. CAMPIONI *et al.* : Bilan des études menées en 2013 par le Groupe Technique traitant de l'ébullition stabilisée du sodium. Rapport technique, CEA, 2014. DEN/DER/SESI/LE2S/NT DR 03.
- [74] A.E. LEVIN, J.J CARBAJO, D.B. LLOYD, B.H. MONTGOMERY, S.D. ROSE et J.L. WANTLAND : Natural circulation in simulated LMFBR fuel subassemblies. *In Brookhaven National Laboratory, Second Specialists' Meeting on Decay Heat Removal and Natural Convection in LMFBRs*, April 17-19 1985.
- [75] D. PLISSON-RIEUNIER : Description of the ERANOS-2.2-C release. Rapport technique, CEA.
- [76] C.J. MUELLER : Impacts of reactivity feedback uncertainties on inherent shutdown in innovative designs. American Nuclear Society, Winter Meeting, Washington, USA, 16-21 Novembre 1986.
- [77] E.E. MORRIS : Uncertainty in Unprotected Loss-of-heat-sink, Loss-of-flow, and Transient-Overpower Accidents. Rapport technique, Argonne National Laboratory, mars 2010. ANL-GENIV-130.
- [78] *Transient and accident analysis of a BN-800 typeLMFR with near zero void effect.* IAEA, Mai 2000. Final report on an international benchmark, IAEA-TECDOC-1139.
- [79] M. MARQUÈS : Analyse d'incertitude du transitoire de manque de tension généralisé, non protégé, dans le réacteur ASTRID avec un cœur CFV-1500-AIM1 V1. Rapport technique, CEA, 2012. CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LSMR/NT DR 3.
- [80] N. VINCENT et J.M. SEILER : Interprétation des résultats de CEFUS TR 3-1. Rapport technique, CEA, 1979. DTCE/STT 609.
- [81] P. DAL-COL et J.M. SEILER : Interpretation de l'expérience CEFUS TR3-3, expérience de fusion de gaine inox sur la boucle CESAR. Rapport technique, CEA, 1980. CEA/TT/STML/80-73-C.
- [82] J. SAROUL et P. BLANC : Compte-rendu préliminaire de l'essai APL3. Rapport technique, 1985. Note SCARABEE 88/85.
- [83] A. BASSI : Synthèse relative à la fusion-relocalisation des gaines dans un RNR-Na en combustible vierge lors de transitoires lents. Rapport technique, CEA, 2012. DEN/DTN/STRI/LMA/2012/015.
- [84] N. BOURABAA : Etude bibliographique des travaux expérimentaux d'ébullition du sodium à faible puissance. Application à l'expérience ECONA. Rapport technique, CEA, 1987. STT/LETM/87.01.F/NB.

## Bibliographie

---

- [85] C. SMUTEK : Recalcul de l'essai SCARABEE APL3 à l'aide du logiciel SURFASS. Rapport technique, CEA, 1992. SERA/LAPE/92/2008.
- [86] J. BERTHIER : Préalcul de l'essai SCARABEE BE+3 à l'aide du code SIMMER. Rapport technique, CEA, 1986.
- [87] T. VARET : Effet CACHERA (squirting effect). Rapport technique, Novatome, 1994. NVTPF DC 94 281 VRH/OGT.
- [88] R. MEIGNEN : Calculations of the SCARABEE test APL3 and pre-calculations of TP1 with SIMMER-III. Rapport technique, CEA, 1998. SMTH/LM2/98-09.
- [89] G. KAYSER, J. CHARPENEL, C. JAMOND, G. BERTHOUX et Karl SCHLEISIEK : Main SCARABEE lessons and most likely issue of the sub-assembly blockage accident. Internation Meeting on Sodium Cooled Fast Reactor Safety, Obninsk, Russia, October 1994.
- [90] C. PIETTRE : Compte-rendu des essais effectués sur les prototypes d'aiguilles chauffantes de GR19 BP. Rapport technique, CEA, 1982. STT/STML/85/06-B.
- [91] N. MARIE et F. BERTRAND : Synthesis of the activities of the Working Group on Severe Accident Scenarios (WGSAS) carried out in 2011 and 2012; preliminary expression of needs in simulation tools and experiments. Rapport technique, CEA, 2013. DEN/CAD/DER/SESI/LSMR/NT DR 07.
- [92] A. MAILLARD, H. TOURON, A. FISSOLO, J.S WATKIN et K. HERSCHBACH : Compilation of Material Data Sheets with Design Rules for the Material Properties of the Austenitic Stainless Steel AIM1 for EFR Fuel Pin Design Calculations Issued by AGT1-SG2. Rapport technique, CEA, 1991. European Fast Reactor (EFR) , NT 91.1904.
- [93] N. MARIE, A. MARREL, J.M. SEILER et F. BERTRAND : Physico-statistical approach to assess the core damage variability due to a Total Instantaneous Blockage of SFR fuel sub-assembly. *Nuclear Engineering and Design*, 297:343–353, 2015.
- [94] H.S. CARSLAW et J.C. JAEGER : *Conduction of heat in solids*. Oxford, 1959.
- [95] P. NIKOLOPOULOS et B. SCHULZ : Density, thermal expansion of stainless steel and interfacial properties of UO<sub>2</sub> stainless steel above 1690K. *European Applied research reports*, 1(6):1579–1594, 1979.
- [96] G.B. WALLIS : Flooding velocities for air and water in vertical tubes. *AEEW-R-123*, 1961.
- [97] J. PAPIN et L. De CECCO : Synthèse des résultats des essais de fusion de gaine avec matériaux simulants : essais PELUR. Rapport technique. DSN/SRS/SIES/80-47.
- [98] S.G. BANKOFF et S.C. LEE : Critical review of the flooding litterature from hewitt, delhay, zuber. *Multiphase Science and Technology*, 2:99–181, 1986. Hemisphere Publishing.
- [99] J.M. Galan ERRO : *Modèle de fusion, mouvement et relocalisation de gaine faisant suite à une réduction de débit du circuit de refroidissement dans un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium*. Thèse de doctorat, Université de Provence Aix-Marseille I, 1980.
- [100] J. PAPIN, M. FORTUNATO et J.M. SEILER : Synthesis of clad motion experiments interpretation - Codes and Validation. Second international topical meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics, Santa Barbara, California, USA, Janvier 11-14 1983.
- [101] M. ISHII, W.L. CHEN et M.A. GROMES : Molten clad motion model for fast reactor loss of flox accidents. *Nuclear Science and Engineering*, 60:435–451, 1976.
- [102] CABRI Project - Test facility, results and achievements. Rapport technique, 1989. Rapport CEA/IPSN/DERS 01/89.

- [103] J. PAPIN : Synthèse des études de fusion et mouvement de gaine réalisées à la SIES. Rapport technique, CEA, 1982. NT SIES 44/82.
- [104] J.M. SEILER : MADONA - Approche analytique de la description d'un accident de bouchage instantané en pied d'assemblage. Rapport technique, CEA, 1980. CEA/TT/STML/79-73-C.
- [105] J.M. SEILER : Clad melting and relocation, problem analysis, out of pile conditions experiments and interpretation. ICHMT International Seminar, Dubrovnik, Septembre 1-5 1980.
- [106] P. OBRY et L. LEMMET : Interpretation de l'essai APL3. Rapport technique, CEA, 1986. SIES 86/57 - Note SCARABEE 86/112.
- [107] P. OBRY : Interpretation de l'expérience hors-pile GR 19 BP. Rapport technique, CEA, 1985. SIES 85/08 - Note SCARABEE 85/53.
- [108] P. JOLAS, A. HEQUET et C. SIMEON : Assemblage combustible de SuperPhénix - Caractérisation d'un bouchage long et poreux (SCARLET II). Rapport technique, EDF, 1983. HT/32-83-11.
- [109] G. KAYSER, J. CHARPENEL et C. JAMOND : Synthesis os SCARABEE-N program, with main results and application to the total instantaneous blockage reactor. Rapport technique, IPSN, 1994. Note SCARABEE 94/275.
- [110] M. LAINET : GERMINAL V2.2 : Note de présentation. Rapport technique, CEA, 2015. CEA/DEN/CAD/DEC/SESC/LSC NT 15-042 - Indice 0.
- [111] N. MARIE, A. BACHRATA, J.M. SEILER, F. BARJOT, F. BERTRAND, A. MARREL et S. GOSSÉ : An physical tool for severe accident mitigation. *soumis à Nuclear Engineering and Design*, 2016.
- [112] J. PAPIN, J. MACDOUGALL, R. SESNY, R. STANDFIELD et P. SOUSSAN : The SCARABEE Total Blockages Test Serie Synthesis of the interpretation. Rapport technique, Restricted CEA's Communication.
- [113] J.M. SEILER : Analyse des résultats d'expériences BAFOND avec refroidissement par le disque supérieur (bain liquide avec dissipation volumique de puissance. Rapport technique, CEA, 1986. STT/LETM/86.28.C/JMS.
- [114] A. LIEGEOIS et M. BÉDÉ : Descriptif de la boucle SEBULON. Rapport technique, CEA, 1986. STT/LETM/86.09.C/AL/MB.
- [115] J.M. BONNET : BALI project. Description of the facility. Rapport technique, CEA, May 1997. SETEX/LTEM/97-21.
- [116] S. PIGNY et B. SPINDLER : The thermal-hydraulics of the COPO experiment : a numerical study. Rapport technique, CEA, Mars 1994. STR/LML/94-206.
- [117] J. PAPIN : The SCARABEE Program : objectives and main results of the BE+ and BF series. Rapport technique, IPSN.
- [118] G. KAYSER, J. CHARPENEL, C. JAMOND, G. BERTHOUX et K. SCHLEISSEIK : Main SCARABEE lessons and most likely issues of the sub-assembly blockage accident. International Meeting on sodium cooled-fast reactor safety, Obninsk, October 1994.
- [119] J.M. SEILER, H. PRETREL, C. PERRET et M. BEDE : One component, volume heated, boiling pool thermalhydraulics - Part 1 and Part 2. volume 88, pages 44-63, AIChE symposium series Heat transfer, San Diego, USA, 1992.

## Bibliographie

---

- [120] M. BEDE : *Contribution à l'étude de la convection naturelle dans un milieu en ébullition avec dissipation volumique de puissance*. Thèse de doctorat, Université scientifique et médicale et Institut National Polytechnique de Grenoble, 1987.
- [121] D. ALVAREZ, P. MALTERRE et J.M. SEILER : Natural convection in volume heated liquid pools - the BAFOND experiments : proposal for new correlations. *Science and technology of fast reactor safety*, 1986. BNES London.
- [122] H. BÉNARD : Les tourbillons cellulaires dans une nappe liquide transportant de la chaleur par convection en régime permanent. *Annales de Chimie Physique*, 7(23):62-144, 1901.
- [123] J.W. RAYLEIGH : On convection currents in a horizontal layer of the fluid, when the higher temperature is on the under side. *London, Edinburgh and Dublin Phil. Mag. and J. of Sci., Sixth series*, 32(192):529-546, 1916.
- [124] J.M. BONNET : Thermal Hydraulic phenomena in corium pools : the BALI experiment. SARJ Meeting, 4-6 November 1998.
- [125] T.C. CHAWLA et J.D. BINGLE : Downward heat transfer from heat generating boiling pools pertaining to pahr and transition phase. Conf. 831047-68, 1983.
- [126] C.A. GREENE, O.C. JONES, C.E. SCHWARZ et N. ABUAF : Heat removal characteristics of volume heated boiling pools with inclined boundaries. *BNL NUREG-51157*, 1980.
- [127] L. BERNAZ, J.M. BONNET et J.M. SEILER : Investigation of natural convection heat transfer to the cooled top boundary of a heated pool. *Nucl. Eng. Des.*, 204:413-427, 2001.
- [128] T.C. Chawla ans S.H. CHAN : Heat transfer from vertical/inclined boundaries of heat generating boiling pools. *Journal of heat transfer*, 104:465, 1982.
- [129] J.M. SEILER : Problème de pressurisation transitoire d'un assemblage CFV au cours d'un transitoire de BTI. Communication interne, Aout 2010.
- [130] G. KAYSER : Résistance mécanique des structures au-dessus d'un cœur fondu. Rapport technique, IPSN, 1997. SEMAR 97/14.
- [131] L. VOLAT : Amélioration de l'outil BETINA pour l'accident BTI d'un RNR-Na dans le cadre du projet ASTRID. Rapport technique, Rapport de Stage CEA, 2015. CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LEMS DR 13.
- [132] D. PLISSON-RIEUNIER : Interface ERANOS SAS4A. Rapport technique, CEA, 2012. SPRC/LEDC/12/404.
- [133] J. CHARPENEL : BTI-CABRI Test interpretation. Rapport technique, IPSN, 1990. DERS/SEMAR/90/77, Note SCARABEE 245/90.
- [134] S. CARLIER : Les mouvements de gaine fondue en séquence accidentelle de type perte de débit - Analyse phénoménologique et proposition d'une modélisation simple. Rapport technique, 1982. DRNR/SEDC/SEFS/82-4046.
- [135] T.G. WILLIAMS et A.L. DAVIS : Application of the SIMMER-II code to modelling of the SCARABEE-N test APL3. 12th LMBWG Ispra, October 1986.
- [136] D.N. WALL, G.P. DOBSON et A.A. COOPER : Thermohydraulic aspects of the SCARABEE-N tests APL3 and BE+1. 12th Meeting of the Liquid Metal Boiling Working Group, Ispra, Italy, October 15 - 18 1986.
- [137] Y. FUKUZAWA : Preliminary analysis of the SCARABEE BE+3 test. Rapport technique, CEA, 1987. Note SCARABEE 87/154.

- 
- [138] J. SAROUL et F. HUEBER : Compre rendu préliminaire de l'essai BE+3. Rapport technique, IPSN, 1987. Note SCARABEE 133/87.
- [139] F. BERTRAND : Onzième réunion du groupe technique "scénario accidents graves" (sous-groupe du GANA). Rapport technique, CEA, AREVA NP, EDF, 27 Janvier 2014. Compte-Rendu de réunion CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LSMR/CR DO8.
- [140] G. FALLET-FIDRY : *Contribution à la modélisation et au traitement de l'incertain dans les analyses de risques multidisciplinaires de systèmes industriels. Application à la Source Froide d'une unité de production d'énergie*. Thèse de doctorat, Université de Lorraine, 2012.
- [141] R.L. WINKLER : Uncertainty in probabilistic risk assessment. *Reliability Engineering and System Safety*, 54:127–132, 1996.
- [142] C. SCHLEPFER : EFR 98 - Non site specific safety report. Rapport technique, Novatome, 1999. NVPS DC 99 043 SPN/SLD.
- [143] M. MARQUÈS : Reliability analysis of 2400 MWth gas-cooled fast reactor natural circulation decay heat removal system. PSA 2011, Wilmington, USA, 13-17 mars 2011.
- [144] Revue pompes mécaniques. Rapport technique, AREVA, 10 Juillet 2014. Compte-rendu de réunion AST-FFP-FFP 00470.
- [145] R.N. LYON : *Heat transfer at high fluxes in confined spaces*. Thèse de doctorat, University of Michigan, 1949.
- [146] P GAUTHÉ : CRP IAEA Natural convection test in PHENIX. Rapport technique, CEA, 2010. CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LSMR/NT DO 4.
- [147] U. P. SARATHY : Passive system reliability towards efficient methodology. Third IAEA Technical Meeting on Development of methodologies for the assessment of passive safety system performance in advanced reactors, Vienne, Autriche, 26-28 Avril 2011.
- [148] A. CONTI, T. CADIOU et B. VALENTIN : Caractérisations thermohydrauliques de cœurs RNR-Na. Etat des connaissances pour ASTRID. Rapport technique, CEA, 2013. CEA :DEN/CAD/DER/SESI/LC4G/NT DR 3.
- [149] B. EFRON et R.J. TIBSHIRANI : *An introduction to the Bootstrap*. CRC Press, 1994.
- [150] M. De LOZZO et A. MARREL : New improvements in the use of dependence measures for sensitivity analysis and screening. *Soumis à Journal of Statistical Computation and Simulation*, 2015.
- [151] J. BOURÉ : Review of two-phase instability. ASME-AICHE Heat Transfer Conference, Tulsa, USA, August 15-18 1971.
- [152] M. LEDINEGG : *Instability of flow during natural and forced convection*. Die Warme, 1938.
- [153] K.S. GAGE et W.H. REID : The stability of thermally stratified plane Poiseuille flow. *J. Fluid Mech.*, 33:21–32, 1972.
- [154] E.L. KOSCHMIEDER : *Benard Cells and Taylor Vortices*. Cambridge, 1993. ISBN 0521-40204-2.



# Table des sigles et abréviations

Liste des sigles et abréviations	
Terme	Définition
AAR	Arrêt Automatique du Réacteur
ACP	Analyse par Composantes Principales
ALFA	Accident LOF Fusion Aiguille
AM	Actinide Mineur
APL	Arrêt de Pompe Lent (essais SCARABEE-APL)
ASTRID	Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration
BE	Bouchage Externe (essais SCARABEE-BE)
BETINa	Bouchage Total Instantané d'un assemblage de RNR-Na
BTI	Bouchage Total Instantané
CAI	Couverture fertile Axiale Inférieure
CATHARE	Code Avancé de Thermo-Hydraulique pour les Accidents sur les Réacteurs à Eau (adapté aux réacteurs au sodium)
CCB	effet de dilatation différentielle du Cœur, de la Cuve et des Barres
CCFL	Counter Current Flowing Limit
CE	Caractéristique Externe
CEA	Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives
CESAR	Circuit d'Etude de l'Ebullition du Sodium lors d'un Accident de Réactivité
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFNa	Convection Forcée Na
CFV	Cœur à Faible effet de Vidange
CI	Caractéristique Interne
CR	Contre-Réaction neutronique
DC	Début de Cycle (d'irradiation)
DCS	Dispositif Complémentaire de Sécurité
EDF	Electricité de France
EFR	European Fast Reactor
EPS	Etude Probabiliste de Sécurité
FC	Fin de Cycle (d'irradiation)
GR19	GRappe de 19 aiguilles
GR19-BP	GRappe de 19 aiguilles - Bouchage Partiel
GR19-I	GRappe de 19 aiguilles - Instabilité
HAVL	déchet de Haute Activité à Vie Longue
HSIC	Hilbert-Schmidt Independance Criterion
IA	Inter-Assemblage
ICONa	Interaction Combustible-sodium (Na)
IPPE	Institute of Physics and Power Engineering (Russie)
jepp	jour équivalent pleine puissance
JOG	Joint Oxyde Gaine
LIDENa	Lit de débris dans du sodium (Na)
LOF	Loss Of Flow



## Table des sigles et abréviations

Liste des sigles et abréviations (suite)	
Terme	Définition
MACARENa	Modélisation de l'Accident d'Arrêt des pompes d'un Réacteur refroidi au sodium (Na)
MARINa	MitigAtion et RelocalIsation pour les RNR-Na
OCARINa	Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de réactivité en RNR-Na
PF	Produit de Fission
PNL	Protection Neutronique Latérale
PNS	Protection Neutronique Supérieure
PROCOR	PROpagation COrium
REP	Réacteur à Eau Pressurisée
RNR	Réacteur à Neutrons Rapides
RNR-Na	Réacteur à Neutrons Rapides à caloporteur Sodium (Na)
SFR	Sodium Fast Reactor
SPX	SuperPhéniX
TH	Tube Hexagonal
THORS	Thermal-Hydraulic Out-of-Reactor Safety
TREAT	Transient Reactor Test
ULOF	Unprotected Loss Of Flow
ULOF-PP	Unprotected Loss Of Flow - Pompes Primaires seulement
ULOF-MdTG	Unprotected Loss Of Flow - Manque de Tension Généralisé (pompes primaires et pompes secondaires)
ULOSSP	
UNGG	Uranium Naturel Graphite Gaz
USAF	Unprotected SubAssembly Fault
UTOP	Unprotected Transient Over-Power
VEI	Vase d'Expansion Inférieur
VES	Vase d'Expansion Supérieur

# Nomenclature

Grandeurs thermohydrauliques et paramètres de modélisation		
Symbole	Signification	Unité
$Bo$	Nombre adimensionnel de Bond	-
$C$	Coefficient de Lockhart-Martinelli	-
$d_g$	Diamètre des grains composant le bouchon supérieur	$m$
$D_h$	Diamètre hydraulique dans le canal d'écoulement	$m$
$f$	Coefficient de perte de charge régulière	-
$F_0$	Nombre adimensionnel de Fourier	-
$f_f$	Facteur de forme (pour le calcul des transferts thermiques par rayonnement)	-
$Frac_{CC}$	Fraction du volume de sodium du collecteur chaud concerné par l'échauffement du cœur	%
$Frac_{CF}$	Fraction du volume de sodium du collecteur froid concerné par l'échauffement du cœur	%
$G$	Vitesse massique	$kg/(s.m^2)$
$h$	Coefficient d'échange	$W/(m^2.K)$
$H$	Enthalpie massique	$J/kg$
$Je$	Nombre adimensionnel de Jeffrey	-
$K_B$	Coefficient de singularité liée au bouchon supérieur	-
$k_{CE}$	Paramètre de courbure de la caractéristique externe	$m^{-1}.kg^{-1}$
$K_{sing}$	Coefficient de perte de charge singulière	-
$L$	Longueur caractéristique	$m$
$l_B$	Longueur de formation du bouchon	$m$
$Nu$	Nombre adimensionnel de Nusselt	-
$P$	Pression	$Pa$
$Pr$	Nombre adimensionnel de Prandtl	-
$Q$	Débit massique	$kg/s$
$R$	Résistance thermique	$K/W$
$Ra$	Nombre adimensionnel de Rayleigh	-
$Re$	Nombre adimensionnel de Reynolds	-
$S_{i,k}$	Surface d'échange à l'interface $i$ du bain $k$	$m^2/s$
$T$	Température	$K$
$T_{i,k}$	Température du liquide à l'interface $i$ du bain $k$	$K$
$T_{fusk}$	Température de fusion du matériau $k$	$K$
$v$	Vitesse	$m/s$
$v_{critique}$	Vitesse critique d'entraînement du liquide par la vapeur	$m/s$
$v_{vl}$	Vitesse de glissement	$m/s$
$W$	Puissance	$W$
$W_{th}$	Puissance thermique	$W$
$x$	Titre réel (ou titre vapeur)	-
$x_{eq}$	Titre thermodynamique à l'équilibre	-
$x_k$	Fraction fondue du composant $k$	-
$\alpha$	Taux de vide	-

## Nomenclature

Grandeurs thermohydrauliques et paramètres de modélisation (suite)		
Symbole	Signification	Unité
$\alpha_{tenue\ fertile}$	Paramètre de tenue de la plaque fertile	-
$\chi$	Paramètre de Lockhart-Martinelli	-
$\Delta P$	Perte de charge	$Pa$
$\epsilon_B$	Porosité du bouchon	%
$\epsilon_g$	Emissivité de l'acier	-
$\Delta t_B$	Délai de croissance du bouchon supérieur jusqu'à son état final	$s$
$\gamma$	Glissement	-
$\phi$	Flux thermique	$W/m^2$
$\phi_{i,k}$	Flux thermique à l'interface $i$ du bain $k$	$W/m^2$
$\Phi_l^2$	Facteur multiplicateur de Lockhart-Martinelli	-
$\theta$	Angle de contact	°
$\tau_{1/2}$	Temps de demi-débit des pompes	$s$

Grandeurs spatiales, temporelles et constantes universelles		
Symbole	Signification	Unité
$e$	Epaisseur	$m$
$g$	Accélération de la pesanteur	$m/s^2$
$k_{QdM}$	Coefficient caractéristique de la géométrie de l'assemblage pour l'application de la conservation de la Quantité de Mouvement	$m^{-1}$
$m$	Masse	$kg$
$p$	Périmètre	$m$
$r$	Rayon	$m$
$S$	Section radiale	$m^2$
$t$	Temps	$s$
$V$	Volume	$m^3$
$z$	Cote axiale	$m$
$Z$	Hauteur	$m$
$\Delta t$	Pas de temps	$s$
$\Delta z$	Hauteur de maille	$m$
$\epsilon$	Fraction volumique	$m^{-3}$
$\sigma_B$	Constante de Boltzmann	$W/(m^2.k^4)$

Caractéristiques physico-chimiques des matériaux		
Symbole	Signification	Unité
$C_p$	Capacité calorifique	$J/(kg.K)$
$D_{therm}$	Diffusivité thermique	$m^2/s$
$L_{fus}$	Chaleur latente de fusion	$J/kg$
$L_{vap}$	Chaleur latente de vaporisation	$J/kg$
$T_{fus}$	Température de fusion	$K$
$\beta_k$	Coefficient de dilatation thermique du solide $k$	$K^{-1}$
$\lambda$	Conductivité thermique	$W/(m.K)$
$\mu$	Viscosité dynamique	$Pa.s$
$\nu$	Viscosité cinématique	$m^2/s$
$\rho$	Masse volumique	$kg/m^3$
$\sigma$	Tension superficielle	$J/m^2$

Grandeurs neutroniques		
Symbole	Signification	Unité
$C_i$	Concentration de précurseurs de neutrons retardés du groupe $i$	$cm^{-3}$
$In_s$	Insertion des barres d'absorbant dans le cœur	$m$
$k_{abs}$	Pourcentage d'insertion des barres d'absorbant dans le cœur	%
$K_D$	Constante Doppler	$pcm$
$N$	Population neutronique	$cm^{-3}$
$\rho$	Réactivité	$pcm$
$S_f$	Fonction de forme (théorie de la cinétique point)	$cm/s$
$\alpha_{disp\ k}$	Coefficient de contre-réaction neutronique lié à la disparition du composant $k$	$pcm/\%$
$\alpha_k$	Coefficient de contre-réaction neutronique liée à la dilatation du solide $k$	$pcm/K$
$\alpha_{Na}$	Coefficient de contre-réaction lié à la dilatation/vidange du sodium	$pcm/\%$
$\alpha_{sommier}$	Coefficient de contre-réaction neutronique liée à l'effet sommier	$pcm/K$
$\beta$	Fraction totale de neutrons retardés	$pcm$
$\beta_i$	Fraction de neutrons retardés du groupe de précurseurs $i$	$pcm$
$\Delta m_k$	Disparition massique du composant $k$ (pour le calcul du coefficient de contre-réaction $\alpha_{disp\ k}$ )	%
$\Lambda$	Temps de génération des neutrons prompts	$s$
$\lambda_i$	Constante de désintégration des précurseurs de neutrons retardés du groupe $i$	$s^{-1}$
$\Phi_n$	Flux de neutrons	$cm^{-2}s^{-1}$
$\rho\%$	Densité par rapport à la densité nominale (pour le calcul du coefficient de contre-réaction $\alpha_{Na}$ )	%

Liste des indices	
Indice	Signification
0	Initial
<i>abs</i>	Relatif aux assemblages d'absorbant
<i>acc</i>	Par accélération
<i>acier solidifié</i>	De l'acier solidifié
<i>aig</i>	Relatif à une aiguille
<i>amont</i>	En amont
<i>ass</i>	Relatif à un assemblage
<i>aval</i>	En aval
<i>ax</i>	Axiale
<i>B</i>	Relatif au bouchon supérieur
<i>B4C</i>	Relatif au B <sub>4</sub> C situé dans les PNS
<i>Bain k</i>	Dans le bain n ° <i>k</i>
<i>barres</i>	Relatif aux barres d'absorbant
<i>BE</i>	Dans la Boucle Externe au cœur
<i>c</i>	Relatif au combustible
<i>CC</i>	Collecteur chaud
<i>CCB</i>	De l'effet de dilatation différentielle Cœur Cuve Barre
<i>CdP</i>	Ciel de pile
<i>CE</i>	Relatif à la caractéristique externe
<i>ch</i>	Chauffant
<i>CI</i>	Relatif à la caractéristique interne
<i>coeur</i>	Relatif au cœur du réacteur
<i>cond</i>	De conduction
<i>conv</i>	Par convection
<i>CR</i>	Contre-réaction
<i>cuve</i>	Relatif à la cuve principale
<i>depl<sub>k</sub></i>	Lié au déplacement du composant <i>k</i>
<i>diΦ</i>	Diphasique
<i>Dop</i>	De l'effet Doppler
<i>entrée</i>	A l'entrée du sodium dans le cœur
<i>ext</i>	Externe
<i>f</i>	Finale
<i>fiss. inf.</i>	De la zone fissile inférieure
<i>frott</i>	Par frottement
<i>fuites</i>	Lié aux fuites thermiques
<i>g</i>	Relatif aux gaines
<i>gaz</i>	Du gaz
<i>grav</i>	Gravitaire
<i>He</i>	Relatif à l'Hélium du jeu pastille-gaine
<i>i</i>	Relatif à l'assemblage <i>i</i>
<i>IA</i>	Dans l'espace Inter-Assemblage
<i>II</i>	Relatif au circuit secondaire
<i>inf</i>	Inférieure
<i>int</i>	Interne

**Liste des indices (suite)**

Indice	Signification
<i>jeu</i>	Dans le jeu pastille-gaine
<i>k</i>	Relatif au matériau <i>k</i>
<i>l</i>	Relatif à la phase liquide
<i>lat</i>	Latéral
<i>liq</i>	Liquidus
<i>lsat</i>	Du liquide à saturation
<i>LV</i>	A l'interface liquide-vapeur
<i>max</i>	Maximum
<i>mécanisme</i>	Relatif au mécanisme d'insertion des barres de contrôle dans le cœur
<i>mono<math>\Phi</math></i>	Monophasique
<i>moy</i>	Moyen
<i>Na</i>	Relatif au sodium
<i>NaIA</i>	Relatif au sodium de l'espace Inter-Assemblage
<i>nom</i>	A l'état nominal
<i>nucl</i>	Nucléaire (puissance)
<i>pompe</i>	Relatif aux pompes primaires
<i>rad</i>	Radiale
<i>ray</i>	Par rayonnement
<i>RB</i>	relatif aux instabilités de Rayleigh-Bénard
<i>res</i>	Résiduelle (puissance)
<i>sat</i>	A saturation
<i>sing</i>	Par singularité
<i>SL</i>	A l'interface solide-liquide
<i>sol</i>	Solidus
<i>sommier</i>	Du sommier
<i>sortie</i>	A la sortie du sodium dans le cœur
<i>structures sup.</i>	Relatif aux structures supérieures des assemblages (PNS, tête d'assemblage...)
<i>sup</i>	Supérieure
<i>surchauffe</i>	De surchauffe dans le sodium
<i>SV</i>	A l'interface solide-vapeur
<i>tenue acier</i>	limite de tenue mécanique de l'acier (température)
<i>TH</i>	Relatif au Tube Hexagonal
<i>TH/PNS</i>	Relatif à l'ensemble (TH+PNS)
<i>therm</i>	Déséquilibre thermique
<i>tige</i>	Relatif aux tige des barres de contrôle
<i>tot</i>	Totale
<i>ULOF</i>	D'un transitoire ULOF
<i>v</i>	Relatif à la phase vapeur
<i>vol</i>	Volumique

## Nomenclature

---

Liste des exposants	
Exposant	Signification
*	De l'écoulement équivalent
<i>eq</i>	A l'équilibre
'	Relatif à la zone diphasique





## **Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na**

Ce travail se place dans le contexte des études du démonstrateur industriel français ASTRID de réacteurs nucléaires rapides à caloporteur sodium de génération IV. Dans le cadre de la démarche de conception et de sûreté, tous les types d'accidents doivent être étudiés afin d'assurer l'exhaustivité de l'analyse de sûreté, en traitant la variabilité des scénarios accidentels et en quantifiant des marges de sûreté. Pour cela, des outils physiques simples sont développés pour être couplés à des techniques avancées de statistique. La mise au point de l'outil physique MACARENa dédié au transitoire de perte de débit primaire ULOF a ainsi fait l'objet de cette thèse. Les travaux ont porté sur l'identification des phénomènes physiques prépondérants, leur modélisation et la validation de l'outil sur des expériences existantes. Enfin une étude physico-statistique de l'ULOF dans le cœur d'ASTRID est présentée, elle a permis d'identifier les paramètres incertains les plus influents sur la séquence accidentelle, et de quantifier leur impact vis-à-vis de critères de sûreté.

## **Modelling of an Unprotected Loss Of Flow transient in a Sodium-cooled Fast Reactor**

Within the framework of the Generation IV Sodium-cooled Fast Reactor R&D French program, a new physico-statistical approach is currently followed by the CEA for accident transient calculations in complement to the reference mechanistic codes. This approach involves a fast-running description of extended accident sequences coupling physical models for the main phenomena to advanced statistical analysis techniques. A large number of simulations may be performed in a reasonable computational time while describing all the possible bifurcations of the accident transient. In this context, this PhD work deals with the development (models and results assessment) of the physical tool dedicated to the initiation and primary phases of an Unprotected Loss Of Flow accident. The accident modeling is described and the tool is validated by numerous experiences. Finally a physico-statistical study of the ULOF transient has been done, resulting in the identification and the impact quantification of the more influent uncertain parameters on the safety criteria of the transient.