



HAL
open science

Développement d'un outil physique orienté conception pour la simulation des excursions de puissance non protégée dans un RNR-Na

Kevin Herbreteau

► **To cite this version:**

Kevin Herbreteau. Développement d'un outil physique orienté conception pour la simulation des excursions de puissance non protégée dans un RNR-Na. Génie civil nucléaire. Université Grenoble Alpes, 2018. Français. NNT : 2018GREAI051 . tel-01907916

HAL Id: tel-01907916

<https://theses.hal.science/tel-01907916>

Submitted on 29 Oct 2018

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 LA COMMUNAUTÉ UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

Spécialité : **MEP**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Kévin HERBRETEAU

Thèse dirigée par **Pablo RUBIOLO**

et encadrée par **Nathalie MARIE, Frédéric BERTRAND**

préparée au sein du **Laboratoire d'Études et de
Modélisations des Systèmes (CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LEMS)**
et de **l'École Doctorale I-MEP2**

Développement d'un outil physique orienté conception pour la simulation des excursions de puissance non protégées dans un RNR-Na

Thèse soutenue publiquement le **24 septembre 2018**,
devant le jury composé de :

M. Gilles BAN

Professeur, ENSICAEN, Président du jury

Mme Émilie FERRIE

Maître de conférences, Grenoble INP, Examinatrice

M. Michel GRADECK

Professeur, Université de Lorraine, Rapporteur

M. Bruno MICHEL

Ingénieur-chercheur, CEA, Examineur

M. Pablo RUBIOLO

Professeur, Grenoble INP, Directeur de thèse

M. Lounès TADRIST

Professeur, Aix-Marseille Université, Rapporteur

M. Frédéric BERTRAND

Ingénieur-chercheur, CEA, Invité

Mme Nathalie MARIE

Ingénieure-chercheuse, CEA, Invitée

M. Jean-Marie SEILER

Directeur de recherche, Invité



« Le cycle s'achève ici, nous devons être meilleurs que ça. »

Kratos (*God of War*), 2018

Remerciements

À titre professionnel, je remercie ...

Nathalie Marie et **Frédéric Bertrand**, pour l'encadrement de cette thèse, leur sens physique, leur aide, leur patience et leur soutien indéfectible durant ces trois ans.

Jean-Marie Seiler, pour son suivi actif de ce travail de thèse et le partage de son expérience sur les RNR-Na, autant sur le plan théorique que sur le plan expérimental.

Pablo Rubiolo, pour avoir dirigé cette thèse et pour m'avoir permis de garder ma pleine autonomie durant ces trois ans.

L'ensemble des membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ce travail.

David Gentet, pour son aide sur la mécanique et pour avoir tenté de me convaincre que ce n'était pas si compliqué que ça, et pour m'avoir fait comprendre qu'une gaine c'est comme du Comté®.

Nicolas Schmidt, pour son aide sur la mécanique.

Amandine Marrel, pour son aide sur toute la partie statistique.

Marc Lainet, **Michel Pelletier**, **Bruno Michel** et **Victor Blanc** du DEC/SESC, pour leurs aides sur GERMINAL, leurs connaissances sur la physique du combustible et le partage de leurs expériences sur les essais CABRI.

Pierre Sciora, **Christine Coquelet-Pascal** et **Axel Laureau** du DER/SPRC, pour leur aide sur la neutronique de l'insertion de réactivité.

Johann Lecerf du DER/SPESI, pour son aide sur l'instrumentation CABRI.

Joëlle Papin, pour son aide et son expérience des essais CABRI.

André Latrobe, pour son aide sur la partie numérique.

Manuel Saez et **Jean-Michel Ruggieri**, pour m'avoir fait confiance et pour m'avoir accueilli au sein du DER/SESI.

Jean-Baptiste Droin et **Xavier Manchon**, pour m'avoir accompagné au début de la thèse et pour leurs aides.

Kahina Ait-Hamou Gandolfo, pour m'avoir supporté en tant que tuteur et pour son travail de stage.

L'ensemble des membres du DER/SESI, pour leur accueil.

L'ensemble de l'équipe enseignante de l'ENSICAEN, pour m'avoir donné les bases pour démarrer sereinement cette thèse.

À titre personnel, je remercie ...

Nathalie, pour ta bonne humeur, ta compassion, ta bienveillance, ta volonté de me faire grandir et les Green Chaud du vendredi.

Frédéric, pour ton franc-parler, les leçons d'escalade et les baby-foot.

David, pour les déménagements, la musique, la gastronomie jurassienne et les sessions peinture à 22h.

Nicolas, pour m'avoir supporté dans son bureau pendant trois ans.

Jean-Baptiste et **Xavier**, encore une fois pour votre accompagnement à mon arrivée dans le service, et pour m'avoir laissé utiliser Word.

Le gang Citroën (Georis et Romain) et **Thibaut** pour les bons délires et votre soutien moral.

Les InSESIssables, pour trois belles saisons de football ... et les séances d'ostéo !

Paul, Laurent, Rodolphe, Clément, Thomas et **Pierre** pour votre soutien moral et pour avoir supporté mes *bwa* pendant trois ans.

Mes parents, mes frères et **mes grands-parents** pour votre soutien moral et pour votre accompagnement dans ce dernier (oui dernier !) chapitre de mes études.

Ma belle-famille, pour votre soutien.

Hermine, pour ton soutien moral, ta patience pour avoir mis en page ce manuscrit et ta détermination pour que j'aille au bout.

Mozza, wouf wouf ...

Table des matières

Index des figures	10
Index des tables	12
Glossaire	14
Nomenclature	16
Chapitre 1 : Introduction et contexte	20
1.1 Le projet ASTRID	20
1.1.1 Principes de fonctionnement des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium	20
1.1.2 Le démonstrateur ASTRID jusqu'en décembre 2017	22
1.1.3 Le nouvel ASTRID	25
1.2 Les accidents graves	25
1.2.1 Séquence accidentelle d'un RNR-Na.....	26
1.2.2 Les initiateurs d'accident grave dans un RNR-Na	26
1.2.3 Méthodologie d'étude des accidents graves dans la démonstration de sûreté	27
1.2.4 État de l'art de développement des outils orientés-conception pour les RNR-Na	29
1.3 Le transitoire d'insertion de réactivité non protégé	30
1.3.1 Les événements initiateurs du transitoire UTOP	30
1.3.2 Phénoménologie de la phase primaire du transitoire UTOP	32
1.3.3 Les outils de calcul scientifiques à disposition pour la phase primaire du transitoire UTOP	34
1.3.4 OCARINA.....	35
1.3.5 Démarche et base de validation	36
1.4 Conclusions	37
Chapitre 2 : Thermique et thermohydraulique	38
2.1 Éléments généraux des phénomènes thermiques et thermohydrauliques relatifs à la phase primaire de l'UTOP	38
2.1.1 Comportement thermique du combustible et de la gaine	38
2.1.2 Comportement thermique et thermohydraulique de l'écoulement du sodium	39
2.2 Base expérimentale en support aux études des excursions de puissance	40
2.2.1 Architecture d'une boucle d'essai	40
2.2.2 Base expérimentale hors-pile : les essais CESAR-TR	40
2.2.3 Base expérimentale en-pile : les essais CABRI.....	43
2.3 Bilan du besoin de modélisation	47
2.4 Modélisation de l'échauffement des matériaux	48
2.4.1 Conservation de l'énergie dans les matériaux solides.....	48
2.4.2 Conservation de l'énergie dans le caloporteur sodium	49
2.5 Modélisation de la fusion du combustible	50
2.6 Modélisation de l'ébullition du sodium	51
2.7 Modélisation des essais hors-pile CESAR	54
2.7.1 Géométrie CESAR.....	54
2.7.2 Simplification du bilan d'énergie dans les matériaux solides	54
2.7.3 Conditions aux limites	56
2.7.4 Conditions initiales	56
2.7.5 Schéma de discrétisation	56
2.8 Modélisation des essais en-pile CABRI	58
2.8.1 Géométrie CABRI.....	58
2.8.2 Simplification du bilan d'énergie dans les matériaux solides	58
2.8.3 Conditions aux limites	59
2.8.1 Conditions initiales	60
2.8.2 Traitement du coefficient d'échange pastille-gaine	60
2.8.3 Schéma de discrétisation	61

2.9 Méthode numérique	62
2.9.1 Notation.....	62
2.9.2 Méthode des volumes finis 1D (différences finies).....	62
2.9.3 Notion de schéma numérique implicite	63
2.10 Calcul du champ de températures.....	63
2.10.1 Équations discrétisées pour le calcul du champ de températures pour les essais CESAR-TR63	
2.10.2 Équations discrétisées pour le calcul du champ de températures des essais CABRI	66
2.10.3 Résolution du système matriciel	68
2.10.4 Éléments d'analyse numérique	68
2.11 Validation des modèles thermiques et thermohydraulique	69
2.11.1 Validation à effets séparés d'OCARINa avec les essais CESAR-TR	69
2.11.2 Validation à effets séparés d'OCARINa avec les essais CABRI	73
2.11.3 Validation numérique SIMMER-III	76
2.12 Conclusion.....	77
Chapitre 3 : Thermomécanique de l'aiguille.....	78
3.1 Éléments généraux de la phénoménologie de rupture des aiguilles combustibles lors d'une excursion de puissance.....	78
3.2 État de l'art de la méthodologie d'étude de la rupture des aiguilles combustible....	80
3.2.1 L'approche intégrale	80
3.2.2 L'approche déterministe	82
3.3 Choix du critère de rupture	83
3.4 Le RCC-MRx.....	84
3.4.1 Définition du critère de rupture du RCC-MRx et choix du critère de rupture d'OCARINa ...	84
3.4.2 Définition de P _m	85
3.4.3 Définition de R _m	85
3.5 Champ de déformation du combustible	86
3.6 Champ de déformation de la gaine	94
3.7 Champ de contraintes dans l'aiguille	97
3.7.1 Analyse de la thermoélasticité	97
3.7.2 Prise en compte de la plasticité.....	100
3.7.3 Application au combustible et à la gaine.....	102
3.7.4 Bilan	105
3.8 Implémentation des modèles thermomécaniques dans OCARINa	105
3.9 Validation expérimentale CABRI	106
3.10 Conclusion.....	108
Chapitre 4 : Étude Best-Estimate Plus Uncertainties de transitoires CABRI	110
4.1 Éléments généraux sur la classification des incertitudes.....	110
4.2 Paramètres incertains	111
4.2.1 Paramètres liés aux conditions initiales	113
4.2.2 Paramètres de modélisation	113
4.2.3 Hypothèse de non-corrélation des paramètres incertains	114
4.2.4 Paramètres de maillage.....	114
4.3 Caractéristiques de l'étude BEPU.....	114
4.3.1 Nombre de simulations	114
4.3.2 Plan d'expérience	114
4.3.3 Nature des simulations.....	115
4.3.4 Temps de calcul.....	115
4.4 Sorties d'intérêts	115
4.4.1 Sorties brutes	115
4.4.2 Identification des paramètres incertains les plus influents.....	115
4.5 Cas-tests	116
4.5.1 Essai CABRI-E7.....	117

4.5.2	Essai CABRI-E12.....	117
4.6	Résultats généraux de l'étude BEPU	119
4.6.1	Résultats de l'étude BEPU pour le transitoire E7	119
4.6.2	Résultats de l'étude BEPU pour le transitoire E12.....	128
4.7	Étude complémentaire sur la variabilité des paramètres incertains	136
4.8	Conclusion.....	139
Chapitre 5 : Conclusions et perspectives		140
5.1	Conclusions	140
5.2	Perspectives	143
5.2.1	Perspectives d'amélioration de la modélisation	143
5.2.2	Perspectives de validation	143
5.2.3	Perspectives d'études.....	144
Annexe 1 : Éléments de neutronique		146
Annexe 2 : Matrices d'essais CABRI		152
Annexe 3 : Géométrie d'un assemblage et d'une aiguille de combustible de RNR-Na.....		156
Annexe 4 : Modèle neutronique de cinétique point		158
Références		164

Index des figures

Figure 1.1a : Image du bloc réacteur d'ASTRID.....	22
Figure 1.1b : Image du cœur d'ASTRID.....	22
Figure 1.1c : Image d'un assemblage d'ASTRID avec les dimensions radiales des pastilles combustibles et leur gainage.....	23
Figure 1.2 : Coupe radiale du cœur CFV	24
Figure 1.3 : Innovations géométriques du cœur CFV	24
Figure 1.4 : Décomposition d'une séquence accidentelle dans un RNR-Na	26
Figure 1.5 : Illustration de la complémentarité des approches mécaniste/BEPU	28
Figure 1.6 : Outils physiques orientés-conception développés au CEA depuis 2011	30
Figure 1.7 : Signal en réactivité insérée postulé pour une compaction de cœur	30
Figure 1.8 : Signal en réactivité insérée postulé pour une chute de supportage	31
Figure 1.9 : Signal en réactivité insérée postulé pour un passage de gaz dans le cœur CFV	31
Figure 1.10 : Distribution spatiale du coefficient de vidange sodium dans le cœur CFV.....	32
Figure 1.11 : Arbre phénoménologique simplifié de la phase primaire du transitoire UTO	33
Figure 1.12 : Schéma de principe de l'outil SIMMER-III	34
Figure 1.13 : Architecture d'OCARINa.....	36
Figure 2.1 : Illustration de l'évolution de la puissance d'un cœur de RNR-Na et de l'énergie injectée dans le combustible lors d'un UTOP	38
Figure 2.2 : Illustration d'une cavité fondue dans l'aiguille combustible.....	39
Figure 2.3 : Macrographie de combustible avant et après un essai de transitoire d'insertion de réactivité	39
Figure 2.4 : Architecture classique d'une boucle d'essai.	40
Figure 2.5 : Boucle d'essai CESAR.	41
Figure 2.6 : Coupe verticale de l'aiguille chauffante de la section d'essai de la boucle CESAR	42
Figure 2.7 : Coupe horizontale de la section d'essai de la boucle CESAR	42
Figure 2.8 : Trace de puissance de l'essai CESAR-TR5 (puissance initiale : 5,3 kW)	43
Figure 2.9 : Section d'essai CABRI.	44
Figure 2.10 : Trois conditions types simulées pendant les essais CABRI.	45
Figure 2.11 : Trace de puissance caractéristique d'un essai CABRI (CABRI-E7).....	45
Figure 2.12 : Types d'aiguilles utilisées pour les campagnes CABRI.	46
Figure 2.13 : Système de coordonnées cylindriques.....	47
Figure 2.14 : Courbe de vidange essai CESAR-TR5, comparaisons calcul-expérience avec le logiciel CASPAR.....	52
Figure 2.15 : Maillages radial et axial simplifiés pour la modélisation de la section d'essai CESAR	57
Figure 2.16 : Géométrie de la section d'essai CABRI.....	58
Figure 2.17 : Maillages radial et axial simplifiés pour la modélisation de la section d'essai CABRI.....	61
Figure 2.18 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR3	71
Figure 2.19 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR4 (élément chauffant détruit à 0,5 s environ)	71
Figure 2.20 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR5.....	72
Figure 2.21 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR6.....	72
Figure 2.22 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR7 (élément chauffant détruit à 1,5 s environ).....	73
Figure 2.23 : Comparaison Calcul/Expérience de la distribution axiale de la température du sodium en régime permanent pour l'essai CABRI-E9.....	74
Figure 2.24 : Comparaison Calcul/Expérience pour la distribution axiale de la température du sodium lors du pic de puissance pour l'essai CABRI-E7.....	75
Figure 2.25 : Comparaison Calcul/Expérience pour l'évolution temporelle de la température du sodium en tête de colonne chauffante pour l'essai CABRI-PF1.....	75
Figure 2.26 : Comparaison Calcul/Expérience pour les positions des fronts de fusion radiaux/axiaux dans l'aiguille combustible au pic de puissance pour l'essai CABRI-E5.....	75
Figure 2.27 : Comparaison Calcul SIMMER/Calcul OCARINa pour l'évolution de la fraction fondue de combustible dans l'aiguille pour l'essai CABRI-E5.....	76

Figure 2.28 : Comparaison Calcul SIMMER/Calcul OCARINa pour l'évolution de la fraction fondue de combustible dans l'aiguille pour l'essai CABRI-E7	76
Figure 3.1 : Carte de destruction de la gaine de l'aiguille combustible lors des campagnes CABRI.79	
Figure 3.2 : Courbe permettant d'établir la fonction $f(\sigma)$ pour l'acier 316	81
Figure 3.3 : Calcul du paramètre FP pour différents essais TREAT.	82
Figure 3.4 : Effet du gonflement gazeux sur la pastille combustible.	88
Figure 3.5 : Trace de puissance des essais E5 et E7	89
Figure 3.6 : Constante de temps du gonflement gazeux pour les essais E5 et E7 en fonction de la température.....	90
Figure 3.7 : Gonflement maximal en fonction de la température	91
Figure 3.8 : Illustration d'une distribution radiale de contraintes dans un cylindre soumis à un gradient de températures.....	93
Figure 3.9 : Abaque de dimensionnement de l'acier de gaine (fluage)	95
Figure 3.10 : Abaque de dimensionnement de l'acier de gaine (gonflement)	95
Figure 3.11 : Coupe 2D plan de la géométrie d'étude.....	97
Figure 4.1a : Trace de puissance relative de l'essai CABRI-E7.	116
Figure 4.1b : Trace de puissance relative de l'essai CABRI-E12.	117
Figure 4.2 : Carte de destruction de la gaine pour la campagne CABRI-2 et situation des essais E7 et E12	118
Figure 4.3 : Distributions des paramètres de sortie des 1000 simulations de l'essai E7	121
Figure 4.4a : Faisceau de courbe obtenu pour la distribution axiale de TNaPermanent (E7).....	121
Figure 4.4b : Zoom de la Figure 4.4a sur la température de sortie en haut de la section d'essai.....	122
Figure 4.5 : Indices HSIC pour Mliq (E7)	124
Figure 4.6 : Indices HSIC pour tR (E7)	124
Figure 4.7 : Indices HSIC pour zR (E7)	125
Figure 4.8 : Indices HSIC pour Tcav (E7)	125
Figure 4.9 : HDR boxplot TNaPermanent (E7)	127
Figure 4.10 : HDR boxplot TNaRupture (E7).....	128
Figure 4.11 : Distributions des paramètres de sortie des 1000 simulations de l'essai E12.....	128
Figure 4.12a : Faisceau de courbe obtenu pour la distribution axiale de TNaPermanent (E12) ...	129
Figure 4.12b : Zoom de la Figure 4.12a sur la température de sortie en haut de la section d'essai.	130
Figure 4.13 : Indices HSIC pour Mliq (E12)	131
Figure 4.14 : Indices HSIC pour tR (E12)	132
Figure 4.15 : Indices HSIC pour zR (E12).....	132
Figure 4.16 : Indices HSIC pour Tcav (E12)	133
Figure 4.17 : HDR boxplot TNaPermanent (E12).	135
Figure 4.18 : HDR boxplot TNaRupture (E12).....	136
Figure 4.19 : Indices HSIC pour flagE.....	137
Figure 4.20 : Identification des domaines des densités de probabilité associées à hjeu et ekC induisant flagE=1	138
Figure A1.1 : Diagramme de Wigner de la fission nucléaire.....	146
Figure A2.1 : Matrice des essais CABRI-1.	152
Figure A2.2 : Matrice des essais CABRI-2 (1/2).....	153
Figure A2.3 : Matrice des essais CABRI-2 (2/2).....	153
Figure A2.4 : Energies injectées au PFM de l'aiguille combustible pour chaque essai de la campagne CABRI-2	154
Figure A2.5 : Matrice des essais CABRI-FAST (1/2).....	154
Figure A2.6 : Matrice des essais CABRI-FAST (2/2).....	155
Figure A3.1 : Géométrie d'un assemblage et d'une aiguille de RNR-Na	157
Figure A.4.1a : Nappe de puissance P5.....	160
Figure A.4.1b : Nappe de puissance P1.....	161

Index des tables

Table 2.1 : Synthèse des essais CESAR-TR	43
Table 2.2 : Synthèse des essais CABRI retenus pour la validation d'OCARINa.	47
Table 2.3 : Comparaison entre l'énergie injectée dans l'aiguille de la section d'essai CESAR et l'énergie évacuée par le sodium pendant les essais CESAR-TR3 à TR7.....	51
Table 2.4 : Titre à l'assèchement calculé par CASPAR après les essais CESAR-TR avec la méthode décrite dans le texte.....	54
Table 2.5 : Calcul des temps caractéristiques de conduction axiale dans les matériaux solides de la section d'essai CESAR.....	55
Table 2.6 : Calcul des temps caractéristiques de conduction axiale dans les matériaux solides de la section d'essai CABRI.....	59
Table 2.7 : Données CABRI disponibles pour la validation d'OCARINa	74
Table 3.1 : Synthèse des évaluations des termes de déformation du combustible pendant des transitoires UTOP	93
Table 3.2 : Synthèse des évaluations des termes de déformation de la gaine pendant un transitoire UTOP.....	96
Table 3.3 : Grandeurs à utiliser pour l'analyse mécanique combustible/gaine.	103
Table 3.4 : Synthèse des essais CABRI retenus pour la validation des modèles thermomécaniques d'OCARINa	106
Table 3.5 : Synthèse des résultats de validation obtenus pour les modèles thermomécaniques d'OCARINa.....	107
Table 4.1a : Paramètres incertains retenus pour l'étude BEPU.	112
Table 4.1b : Définitions des paramètres des distributions de probabilité de la Table 4.1a.....	112
Table 4.2 : Sorties d'OCARINa d'intérêt utilisées pour l'analyse physico-statistique.....	116
Table 4.3 : Paramètres incertains modifiés	138
Table A.4.1 : Résultats ERANOS à différents niveaux d'insertion de rideaux de barres.....	159

Glossaire

AFCEN	Association Française pour les règles de Conception, de construction et de surveillance en exploitation des matériels des Chaudières Electronucléaires
ASTRID	Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration
BCF	Bas de la Colonne Fissile (BFC : Bottom of Fissile Column)
BEPU	Best Estimate Plus Uncertainties
BETINa	BouchagE Total Instantané d'un assemblage de RNR-Na
CASPAR	CALcul Simple Phase pour les Accidents de Réactivité
CEA	Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives
CESAR	Circuit d'Étude de l'ébullition du Sodium lors d'un Accident de Réactivité
CFV	Cœur à Faible Vidange
DETONa	DETente de cOmbustible dans du Na
EPR	Evolutionary Power Reactor
FCMI	Fuel-Clad Mechanical Interaction
HSIC	Hilbert-Schmidt Independence Criterion
ICONa	Interaction Combustible-Na
INL	Idaho National Laboratory
LHS	Latin Hypercube Sampling
LIDENa	LIt de DEbris dans du Na
MACARENa	Modélisation de l'ACcident d'Arrêt des pompes d'un REacteur refroidi au Na
MARINa	MitigAtion et RelocalIsation pour les RNR-Na
OCARINa	Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de réactivité dans un RNR-Na
PFM	Plan de Flux Maximal
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Table

RCC-MRx	Règles de Conception et de Construction pour les Matériels mécaniques des installations nucléaires hautes températures, expérimentales et de fusion
REP	Réacteur à Eau Pressurisée
RNR-Na	Réacteur à Neutrons Rapides refroidis en sodium liquide (Na)
TFC	Top of Fissile Column
ULOF	Unprotected Loss Of Flow
USAF	Unprotected SubAssembly Fault
UTOP	Unprotected Transient OverPower

Nomenclature

N.B : Cette nomenclature contient les notations principales, sans indices, présentes dans le corps de texte, classées par domaine d'utilisation. Afin de faciliter la lecture de cette nomenclature, il n'est pas fait de table d'indices, ces derniers étant explicités au fur et à mesure du corps de texte.

Thermique, thermohydraulique

ρ : Masse volumique. [kg.m^{-3}]

C_p : Capacité calorifique massique. [$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$]

T : Température. [K]

t : Temps. [s]

k : Conductivité thermique. [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$]

q''' : Puissance volumique. [W.m^{-3}]

H : Enthalpie massique. [J.kg^{-1}]

G : Vitesse massique. [$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$]

\dot{m} : Débit massique. [kg.s^{-1}]

S : Section de passage. [m^2]

r : Rayon. [m]

z : Cote. [m]

φ : Flux surfacique. [W.m^{-2}]

h_{conv} : Coefficient d'échange convectif. [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$]

x_{liq} : Fraction enthalpique liquide. [-]

T_{solidus} : Température solidus. [K]

T_{liquidus} : Température liquidus. [K]

L_{fusion} : Chaleur latente massique de fusion. [J.kg^{-1}]

m : Masse. [kg]

x_{th} : Titre thermodynamique. [-]

L_{vap} : Chaleur latente massique de vaporisation. [J.kg^{-1}]

x_0 : Seuil d'assèchement. [-]

L : Distance caractéristique de conduction. [m]

D : Diffusivité thermique. [$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$]

τ : Temps caractéristique. [s]

Bi : Nombre de Biot. [-]

h_{jeu} : Coefficient d'échange pastille-gaine. [$\text{W}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$]

Numérique

κ : Conditionnement. [-]

λ : Valeur propre. [-]

r : Résidu [-]

Thermomécanique

LFR : Fonction de vie. [-]

t_r : Temps à rupture [s].

E_ϵ : Densité d'énergie. [$\text{J}.\text{m}^{-3}$]

σ : Contrainte [Pa].

ϵ : Déformation [-]

\overline{P}_m : Contrainte équivalente primaire de membrane. [Pa]

R_m : Résistance mécanique à rupture en traction. [Pa]

h : Segment d'appui [m]

r : Rayon. [m]

θ : Angle polaire. [-]

z : Cote. [m]

d : Dose. [dpa]

p : Porosité. [-]

S : Puissance volumique. [$\text{W}.\text{m}^{-3}$]

Nomenclature

σ_{eq} : Contrainte équivalente. [Pa]

g : Gonflement gazeux. [-]

g_{max} : Gonflement maximal. [-]

t_0 : Constante de temps. [s]

$Plin$: Puissance linéique. [W.m⁻¹]

γ : Fraction de gaz retenus (intergranulaires) intervenant dans le gonflement gazeux. [-]

$F_{retenus}$: Quantité de gaz retenus. [cm³.cm⁻³ d'oxyde]

T : Température. [K]

P : Maximum entre la pression interne de l'aiguille et la pression de contact pastille-gaine lors d'une interaction mécanique. [bar]

$\bar{\sigma}$: Tenseur des contraintes. [-]

u : Déplacement radial. [m]

w : Déplacement axial. [m]

E : Module de Young. [Pa]

ν : Coefficient de Poisson. [-]

α : Coefficient de dilatation thermique moyen. [K⁻¹]

ε_p : Déformation plastique équivalente. [-]

R_p : Limite élastique. [Pa]

K : Module d'écroutissage. [Pa]

F : Force. [N]

R : Constante des gaz parfaits. [8,314 J.mol⁻¹.K⁻¹]

n_{gaz} : Quantité de gaz présente dans l'aiguille. [mol]

V : Volume. [m³]

p_{vf} : Pression de vapeur saturante. [Pa]

Neutronique

K_D : Constante Doppler. [-]

T : Température. [K]

k_{eff} : Coefficient de multiplication effectif. [-]

Q : Puissance du réacteur. [W]

ρ : Réactivité du cœur. [pcm]

β : Fraction totale de neutrons retardés. [pcm]

λ : Constante de décroissance. [s^{-1}]

C : Concentration des précurseurs de neutrons retardés. [W]

Λ : Temps moyen entre deux générations de neutrons. [s]

Chapitre 1 : Introduction et contexte

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. L'objectif de ce premier chapitre est d'explicitier le contexte d'étude. Dans un premier temps, la filière des réacteurs nucléaires à neutrons rapides refroidis au sodium liquide et le projet ASTRID sont décrits dans leurs grandes lignes. Les objectifs, caractéristiques techniques et spécificités du projet de réacteur sont notamment abordés. Puis la démarche générale de sûreté visant à démontrer le bon comportement du réacteur en cas d'accident grave est présentée. Les approches, mécaniste et physico-statistique, sont décrites. Enfin, dans la suite on s'intéresse au transitoire accidentel d'insertion de réactivité (ou transitoire accidentel d'excursion de puissance) non protégée (UTOP pour Unprotected Transient Over Power) et à l'outil OCARINa qui lui est consacré, et qui font l'objet de cette thèse. Le déroulement du transitoire UTOP est décrit de manière synthétique en mettant en lumière les phénomènes physiques les plus influents et le besoin de développement d'OCARINa. Finalement, un schéma de principe d'OCARINa est exposé avec la méthodologie de validation associée.

1.1 Le projet ASTRID

1.1.1 Principes de fonctionnement des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium

Réacteur à neutrons rapides...

Le principe des réacteurs à neutrons rapides (RNR) repose (contrairement aux réacteurs utilisant les neutrons thermiques comme les réacteurs à eau pressurisée (REP) du parc français actuel) sur l'entretien d'une réaction en chaîne contrôlée avec les neutrons issus directement de la fission, non modérés, avec un rendement de fission plus faible que les réacteurs utilisant les neutrons thermiques. Les neutrons de fission, dont l'énergie moyenne est d'environ 2 MeV, sont dits rapides (en opposition aux neutrons thermiques, ayant une énergie d'environ 25 meV). 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. Cependant, l'utilisation des neutrons rapides présente de nombreux avantages [1] :

- Une meilleure valorisation de la ressource en uranium naturel de par la transmutation de l' U^{238} (représentant 99,3 % de l'uranium naturel) en Pu^{239} , qui est un isotope fissile. Cette transmutation permet d'envisager un réacteur nucléaire isogénérateur (produisant autant de matière fissile qu'il n'en consomme), voire surgénérateur (produisant plus de matière fissile qu'il n'en consomme), assurant ainsi une production d'électricité à très long terme.

- Valorisation du plutonium par son multirecyclage contrairement à ce qui peut être fait dans les REP actuels où un monorecyclage est uniquement réalisé.
- Possibilité d'adapter la gestion des matières nucléaires en fonction des besoins grâce à la possibilité de fonctionner en mode sousgénérateur, isogénérateur ou surgénérateur.
- Possibilité de réduire l'inventaire en actinides mineurs (déchets à haute activité et à vie longue) par transmutation.

... refroidi au sodium liquide

La fonction principale d'un caloporteur est d'évacuer efficacement la puissance nucléaire du cœur en toutes circonstances et, pour un réacteur à neutrons rapides, d'être transparent aux neutrons afin de conserver un spectre neutronique rapide. Le sodium liquide présente de nombreux avantages allant dans ce sens [1] :

- Excellentes propriétés thermiques assurant un refroidissement efficace du cœur associé à un bon comportement en convection naturelle pour un refroidissement en situation incidentelle ou accidentelle.
- Bonnes propriétés neutroniques vis-à-vis d'un fonctionnement en spectre rapide. Le sodium modère en effet très peu les neutrons prompts¹ de fission.

De plus, le sodium liquide est peu coûteux à produire, est peu corrosif et il permet d'assurer un meilleur rendement thermodynamique que les réacteurs à eau du parc actuel (de l'ordre de 40 % contre 35 %). Ce meilleur rendement est possible grâce à la propriété du sodium d'être liquide à haute température (température d'ébullition de 900 °C à pression atmosphérique), autorisant une température de sortie du cœur de l'ordre de 550 °C avec une large marge à l'ébullition et un circuit primaire non pressurisé.

Cependant, les RNR-Na présentent, entre autres, deux inconvénients majeurs à prendre en compte lors des phases de conception :

- Le sodium liquide, en contact avec l'eau ou l'air, provoque une réaction chimique fortement exothermique pouvant endommager les structures du réacteur et l'enceinte de confinement par des feux de sodium (réaction sodium-air) ou par relâchement d'énergie mécanique (réaction sodium-eau produisant du dihydrogène).
- Un cœur de RNR-Na, en fonctionnement nominal, n'est pas dans sa configuration la plus réactive. Si une disparition du sodium liquide se produit dans le cœur, un effet neutronique, appelé effet de vide (cf. **Annexe 1**), induit une augmentation de la réactivité du cœur. Le sodium ralentit peu les neutrons, mais en cas de vidange, le nombre d'interactions des neutrons avec le sodium diminue tout de même, induisant un durcissement du spectre neutronique et une augmentation de la réactivité et donc de la puissance.

1. Ayant une énergie de 2MeV.

L'ensemble des aspects précédents doit être pris en compte pour la conception d'un RNR-Na et offre un large champ d'options de conception, permettant le développement du projet ASTRID, objet du paragraphe suivant.

1.1.2 Le démonstrateur ASTRID jusqu'en décembre 2017

La loi n° 2006-739 du 28 juin 2006 relative à la gestion durable des matières et déchets radioactifs [2] prévoit la mise en service à l'horizon 2020 d'un réacteur prototype, baptisé aujourd'hui ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration) répondant aux critères de la génération IV. Le choix s'est porté sur un RNR-Na, seule filière bénéficiant en France d'un retour d'expérience d'envergure avec l'exploitation des réacteurs Rapsodie, Phénix et Superphénix, respectivement arrêtés en 1983, 1997 et 2009. L'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) impose que le niveau de sûreté d'ASTRID soit équivalent à celui d'un EPR (Evolutionary Power Reactor). Dans ce sens, le CEA et ses partenaires industriels ont développé différentes options technologiques innovantes ayant permis de définir une première image de la chaudière nucléaire, du cœur et des assemblages (cf. **Figure 1.1a,b,c** tirée de [3], [4]) délivrant une puissance de l'ordre de 600 MWe.

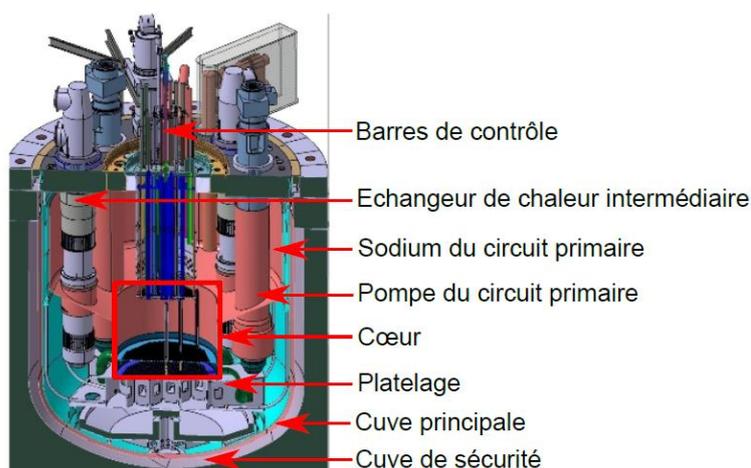


Figure 1.1a : Image du bloc réacteur d'ASTRID.

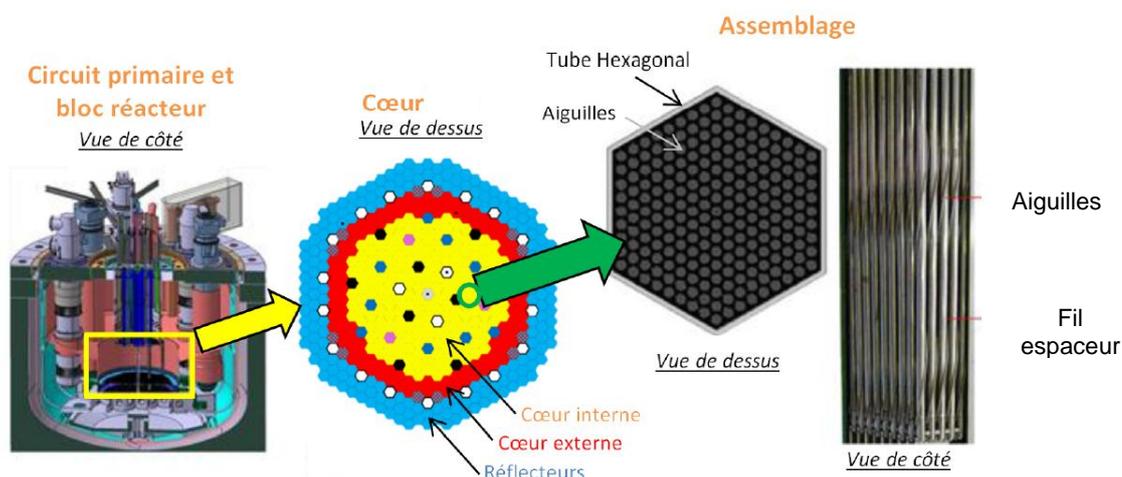


Figure 1.1b : Image du cœur d'ASTRID.

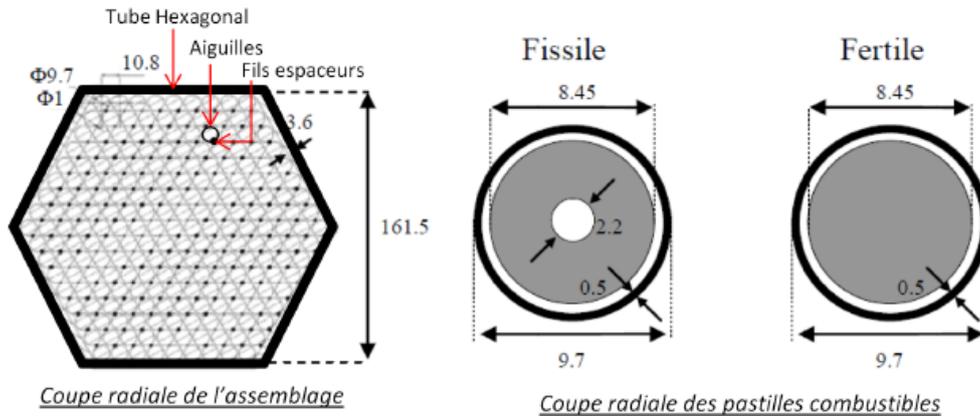


Figure 1.1c : Image d'un assemblage d'ASTRID avec les dimensions radiales des pastilles combustibles et leur gainage.

Ces options technologiques comportent notamment :

- Un système de conversion d'énergie à gaz (diazote, gaz inerte) au lieu d'un système de conversion d'énergie utilisant de l'eau liquide avec un générateur de vapeur classique. Ce système permet d'éliminer toute réaction sodium-eau, mais au prix d'un rendement thermodynamique du réacteur plus faible (37 % au lieu de 40 %).
- Des systèmes d'évacuation de la puissance résiduelle, nommés EPUR (Évacuation de la Puissance résiduelle), permettant de refroidir le cœur en toutes circonstances.
- Un récupérateur de corium (matériau du cœur dégradé) garantissant un refroidissement de la matière fondue et prévenant tout risque de recriticité.
- Un cœur hétérogène axial innovant (cf. **Figure 1.2**), appelé Cœur à Faible Vidange (CFV), en rupture avec les cœurs homogènes classiques comme celui de Superphénix. Breveté en 2010, le cœur CFV est un cœur dont la réactivité diminue en cas de réduction de la densité du sodium, répondant ainsi à une des problématiques de sûreté intrinsèque des RNR-Na. Le principe de ce cœur est d'amplifier la composante de fuite des neutrons vers l'extrémité supérieure du cœur, grâce à la combinaison de plusieurs dispositions géométriques [5] (illustrée sur la **Figure 1.3**) :
 - Le concept de plénum sodium, qui se matérialise sous la forme d'une cavité remplie de sodium et placée au-dessus du faisceau d'aiguilles, à l'intérieur des tubes hexagonaux (ce plénum, en situation d'ébullition généralisée², favorise la fuite des neutrons hors du cœur).
 - L'ajout d'une couche neutrophage au-dessus du plénum pour éviter le retour des neutrons dans le cœur après leur diffusion dans le plénum.
 - Un cœur à géométrie hétérogène, avec une plaque fertile placée à environ mi-hauteur du cœur pour décaler le plan de flux maximal vers le plénum et ainsi amplifier l'effet dû au plénum.

² Dénoyage complet du cœur du réacteur.

- Le concept de cœur « en creuset », dans lequel la différence de hauteur des zones fissiles interne et externe augmente l'effet de fuite des neutrons du plénum.
- Utilisation de grosses aiguilles combustible (diamètre de 9,7 cm contre 8,5 cm pour les aiguilles Superphénix et 6,55 cm pour les aiguilles Phénix) permettant de réduire la quantité de sodium liquide dans le cœur, minimisant l'effet positif de la composante spectrale (cf. **Annexe 1**) non liée aux fuites neutroniques. Cela permet de réduire l'effet de vide global du cœur à 5 \$ (contre 7 \$ pour le SFR-V2B utilisant des aiguilles plus petites [6]).

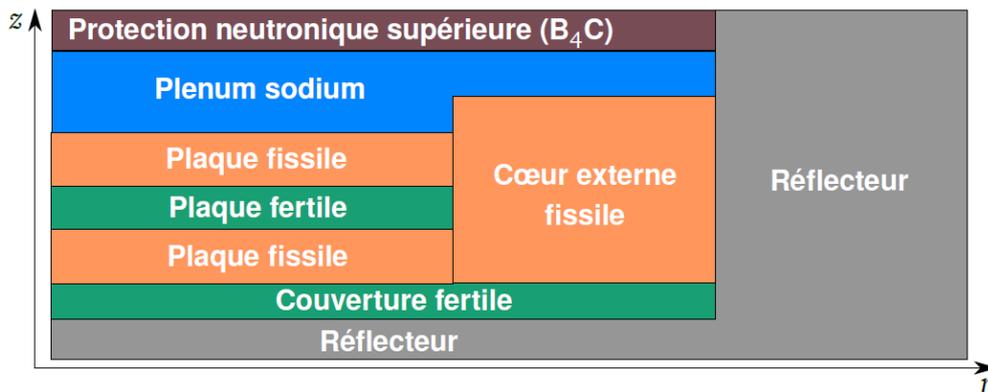


Figure 1.2 : Coupe radiale du cœur CFV.

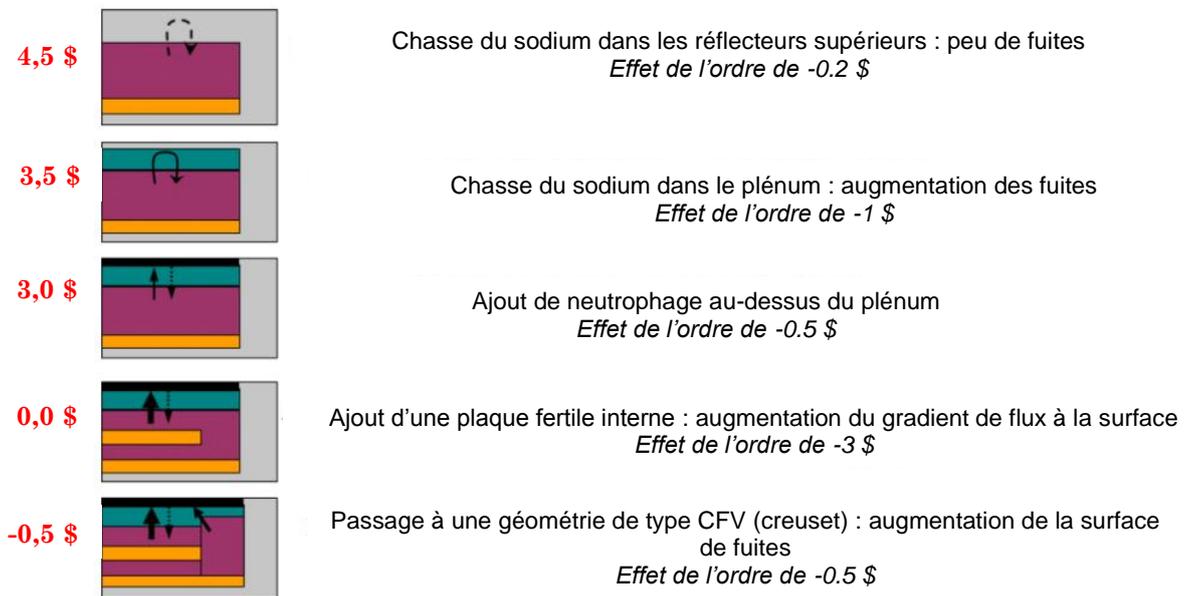


Figure 1.3 : Innovations géométriques du cœur CFV.

Cependant, la diminution de puissance avec l'ébullition n'est suffisante que si l'ébullition n'entraîne pas la fusion des matériaux du cœur. En effet, la fusion des matériaux entraîne une compaction de cette matière, et donc une configuration avec une réactivité plus élevée, qui induit une augmentation de la puissance.

L'ensemble des points précédents démontre qu'ASTRID est un réacteur innovant répondant aux besoins de sûreté fréquemment soulignés et intrinsèques aux RNR-Na.

1.1.3 Le nouvel ASTRID

Depuis décembre 2017, le projet ASTRID a fait l'objet d'un revirement. Le niveau de puissance a été revu à la baisse (150MWe contre 600MWe) de manière à diminuer significativement les coûts d'investissement tout en maintenant l'essentiel des démonstrations pour permettre le développement à terme des réacteurs de quatrième génération. La stratégie de développement RNR est désormais basée autour d'un programme de Simulation basé sur deux composantes :

- Un volet modélisation physique et logiciels de calculs numériques.
- Un volet expérimental s'appuyant sur des plateformes d'acquisition de données dont un réacteur de puissance réduite par rapport à ASTRID.

Le nouvel ASTRID pourrait être à la fois un réacteur électrogène et un réacteur expérimental permettant de valider les outils numériques développés au CEA et de mettre tout de même en œuvre certaines innovations technologiques en vue d'un déploiement d'un parc de RNR-Na. Ce revirement ne remet pas en cause les conclusions de ce travail de thèse (cf. §1.3.4).

1.2 Les accidents graves

Un accident grave, défini par l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) par « un accident dans lequel le combustible du réacteur est significativement dégradé par une fusion plus ou moins complète du cœur » [7], est étudié afin de garantir, dans un tel cas hypothétique, des rejets radiologiques acceptables, et ce dès la phase de conception d'un réacteur. Cette étude passe par la démonstration, qu'à l'issue d'une séquence accidentelle, le cœur (et les matériaux fondus) reste(nt) dans un état sous-critique, refroidissable avec un maintien de l'intégrité de la seconde barrière (enveloppe du circuit primaire). Les RNR-Na n'étant pas dans leur configuration la plus réactive en fonctionnement nominal (cf. §1.1.1), la puissance peut augmenter 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 (même en cas d'ébullition généralisée avec un effet de vide global négatif) et d'importants chargements mécaniques sur la cuve du réacteur, pouvant en cas de rupture conduire à des rejets radioactifs d'abord dans l'enceinte et, si celle-ci perd son étanchéité, dans l'environnement. La démonstration de sûreté doit donc montrer le bon comportement du réacteur en cas d'accident grave dès sa conception.

1.2.1 Séquence accidentelle d'un RNR-Na

Afin d'étudier les accidents graves, la séquence accidentelle est divisée en plusieurs phases (synthétisées sur la **Figure 1.4**) :

- La phase d'initiation, qui débute à l'instant d'occurrence de l'évènement initiateur (cf. §1.2.2), le réacteur étant en fonctionnement normal, et qui se termine au début de la dégradation des aiguilles (fusion significative du combustible nucléaire, perte d'intégrité de la première barrière, etc.).
- 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 (cf. **Figure 1.1 b**). Cette phase est caractérisée par des mouvements majoritairement axiaux de matériaux fondus dans les assemblages dégradés, la géométrie du cœur n'étant pas encore altérée.
- La phase de transition, qui correspond à la perte d'intégrité des TH. 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 et donc d'excursion de puissance.
- La phase de relocalisation et de refroidissement pendant laquelle l'essentiel de l'inventaire des matériaux du cœur est relocalisé sur le récupérateur de corium (cf. §1.1.2).
- La phase d'expansion (ne figure pas sur la **Figure 1.4**) au cours de laquelle des matériaux se vaporisent brusquement puis se détendent en produisant un travail mécanique. Cette phase peut survenir dès lors qu'une excursion de puissance affecte le cœur.

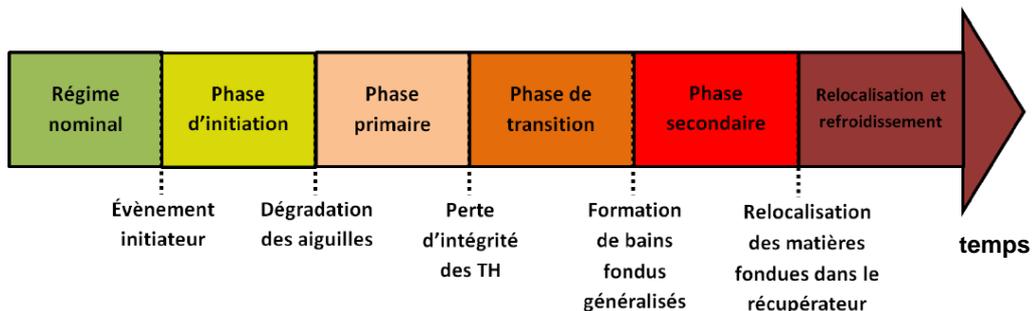


Figure 1.4 : Décomposition d'une séquence accidentelle dans un RNR-Na [4].

1.2.2 Les initiateurs d'accident grave dans un RNR-Na

Les toutes premières études de scénarios accidentels pour les RNR-Na étaient basées sur la méthode analytique de Bethe et Tait [8], qui consiste à considérer que tout le cœur du réacteur fond et se compacte sous l'effet de la gravité en une sphère suite à un défaut de refroidissement. Ce changement de densité et de géométrie induit une rampe de réactivité estimée à 100 \$/s (cf. **Annexe 1** pour la définition du « dollar »), provoquant une vaporisation du combustible fondu et la génération d'énergie mécanique susceptible

d'endommager la cuve du réacteur. Le calcul de l'énergie mécanique ainsi déposée sur la cuve a permis de dimensionner les cuves de RNR-Na pendant plusieurs années, il a ensuite été démontré que cette méthode était trop conservatrice pour les réacteurs délivrant plus de 250MWe. Il est en effet peu réaliste que l'intégralité des matériaux du cœur atteigne la fusion avant une défaillance de l'enceinte de confinement. Elle a donc été abandonnée.

Les études suivantes étaient basées sur l'étude d'un initiateur unique et supposé le plus pénalisant induisant une séquence accidentelle mettant en jeu de nombreux phénomènes physiques couplés. Cette séquence demande une meilleure compréhension de la physique nécessaire aux études de sûreté des réacteurs que celle considérée dans la méthode de Bethe et Tait. Cet accident, appelé accident de référence, correspond à une perte de débit primaire (défaillance des pompes primaires) sans arrêt automatique du réacteur (défaillance de l'arrêt automatique). L'étude de ce scénario a notamment permis de vérifier que la limite de relâchement d'énergie mécanique que peut admettre la cuve principale de Superphénix de 800 MJ [9] n'était pas dépassée.

Les études actuelles pour la conception d'ASTRID élargissent le champ des initiateurs d'accidents graves et ne considère plus un accident enveloppe unique dont le conservatisme était difficile à démontrer, mais plusieurs familles d'accidents correspondant à des cas réalistes, mais toujours les plus pénalisants. Cette démarche a permis d'identifier trois familles d'initiateurs d'accidents graves pour les RNR-Na :

- Les accidents locaux de refroidissement non protégés, correspondant à un défaut de refroidissement partiel ou total d'un ou plusieurs assemblages (USAF – Unprotected SubAssembly Fault).
- Les pertes de débit primaire non protégées (ULOF – Unprotected Loss Of Flow).
- Les insertions de réactivité non protégées, ou excursions de puissance non protégées (UTOP– Unprotected Transient OverPower). Famille faisant l'objet de cette thèse.

La terminologie « *non protégé* » correspond à un cas où les systèmes d'arrêt du réacteur sont défaillants ou inefficaces.

Les initiateurs étant identifiés, l'étude concrète des accidents graves est faite selon deux méthodes complémentaires présentées au paragraphe suivant.

1.2.3 Méthodologie d'étude des accidents graves dans la démonstration de sûreté

La démonstration de sûreté des RNR est basée au CEA sur deux approches complémentaires, l'une dite déterministe (ou mécaniste), l'autre dite physico-statistique.

Approche déterministe

L'approche déterministe consiste à réaliser l'étude approfondie, à partir de logiciels mécanistes³ tels que SIMMER [10] ou SAS-SFR [11] pour les RNR, d'un nombre limité d'accidents « enveloppes » de manière conservatrice, tant du point de vue des hypothèses que des critères de sûreté appliqués. Cependant, de par son caractère non exhaustif

³ Logiciels modélisant tous les phénomènes physiques d'un transitoire et leurs couplages.

quant aux conditions d'entrée en accident, il ne peut être exclu que la démarche déterministe ignore certaines séquences accidentelles pénalisantes lors du déroulement du transitoire, et donc certaines séquences accidentelles. De plus, les outils de calculs scientifiques à disposition pour réaliser ces calculs de référence présentent des limitations dans leur modélisation et dans leur coût en temps de calcul élevé (plusieurs jours pour SIMMER, plusieurs heures pour SAS), rendant impossible une étude de sensibilité sur un ou plusieurs paramètres d'intérêt ou la mise en place d'une étude de propagation d'incertitudes. Ces différents inconvénients nécessitent donc l'utilisation d'une approche complémentaire incluant des méthodes statistiques.

Approche physico-statistique, ou approche Best-Estimate Plus Uncertainties (BEPU)

En complément des outils mécanistes, plusieurs outils ne décrivant chacun que la physique des transitoires issus d'un seul type d'initiateur (relativement à la complexité de la phénoménologie des transitoires issus de l'ensemble des initiateurs d'accidents graves) sont développés en parallèle, ils sont qualifiés d'outils orientés-conception. Cette approche s'avère en effet indispensable, afin de tenir compte à la fois des effets des incertitudes physiques et de la variabilité des conditions initiales menant à différents scénarios accidentels. En effet, une très faible dispersion des valeurs numériques d'un paramètre physique peut, par effet seuil (ou effet « falaise »), induire des séquences accidentelles drastiquement différentes. Cette problématique rend difficiles certains choix de design. Ainsi, il est primordial de simuler l'ensemble des familles de scénarios envisageables. De plus, les études réalisées avec ce type d'outils fournissent des informations quantitatives sur les marges de sûreté vis-à-vis de critères donnés (un nombre limité d'assemblages du cœur fondu afin d'éviter une recriticité par exemple), ce qui n'est pas possible avec la seule utilisation des logiciels mécanistes.

La **Figure 1.5** propose une représentation de la complémentarité des approches mécanistes et BEPU. Cette figure montre que les résultats statistiques (enveloppe autour du résultat mécaniste constituant la « référence ») permettent de dégager une marge de sûreté différente et réaliste que celle donnée par l'utilisation seule d'outils mécanistes.

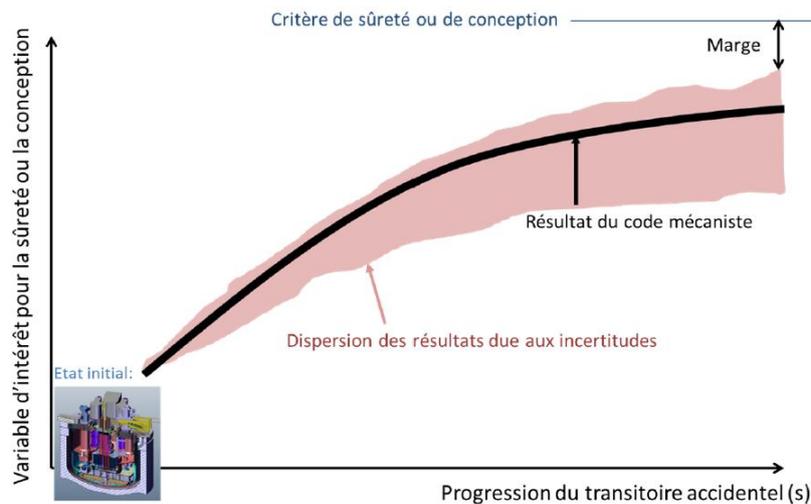


Figure 1.5 : Illustration de la complémentarité des approches mécaniste/BEPU [12].

1.2.4 État de l'art de développement des outils orientés-conception pour les RNR-Na

Afin de pouvoir étudier l'ensemble des familles d'initiateurs énoncés au §1.2.2 dans le cadre de l'approche physico-statistique, plusieurs outils, dits orientés-conception, ont été développés ou sont en cours de développements au CEA sous forme de briques élémentaires permettant d'apporter des résultats dans le cadre des approches par scénarios (à partir d'un évènement initiateur) et par états dégradés (à partir d'une image de cœur déjà dégradée, indépendante de l'initiateur) en soutien aux études de conception d'ASTRID [12] (illustrés également sur la **Figure 1.6**) :

- MARINa (MitigAtion et Relocalisation pour les RNR-Na) pour la mitigation⁴ et la relocalisation du corium.
- LIDENa (LIt de DEbris dans du Na) pour le refroidissement des lits de débris en phase post-accidentelle.
- ICONa (Interaction COmbustible-Na) pour l'interaction énergétique combustible-sodium.
- BETINa (BouchagE Total Instantané d'un assemblage de RNR-Na) pour le bouchage total instantané (cas enveloppe d'USAF).
- MACARENa (Modélisation de l'ACcident d'Arrêt des pompes d'un REacteur refroidi au Na) pour l'ULOF.
- DETONa (DETente de cOmbustible dans du Na) pour la vaporisation de combustible dans du sodium.
- OCARINa (Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de réactivité dans un RNR-Na) pour le transitoire UTOP, sujet du travail de cette thèse.

À terme, toutes ces briques élémentaires seront chaînées ou couplées dans la plateforme de calcul PROCOR-Na permettant de simuler l'ensemble des transitoires accidentels dans un RNR-Na.

Comme n'importe quel outil de calcul scientifique, ces outils physiques orientés-conception ont été validés afin d'assurer la représentativité dans leur domaine d'application propre. Ces travaux de validation ont notamment fait intervenir des cas-tests expérimentaux à effets séparés et intégraux ainsi que des comparaisons avec des outils de référence (typiquement des outils mécanistes).

Tel qu'énoncé en introduction de ce chapitre, ce travail de thèse est dédié au développement de l'outil OCARINa pour les UTOP. Le paragraphe suivant présente la phénoménologie simplifiée de la phase primaire du transitoire UTOP dans un RNR-Na et synthétise les outils disponibles pour traiter la séquence accidentelle. Cet exposé montre qu'il existe un manque dans la capacité à modéliser ce transitoire, justifiant le développement d'OCARINa.

⁴ Limitation des conséquences.

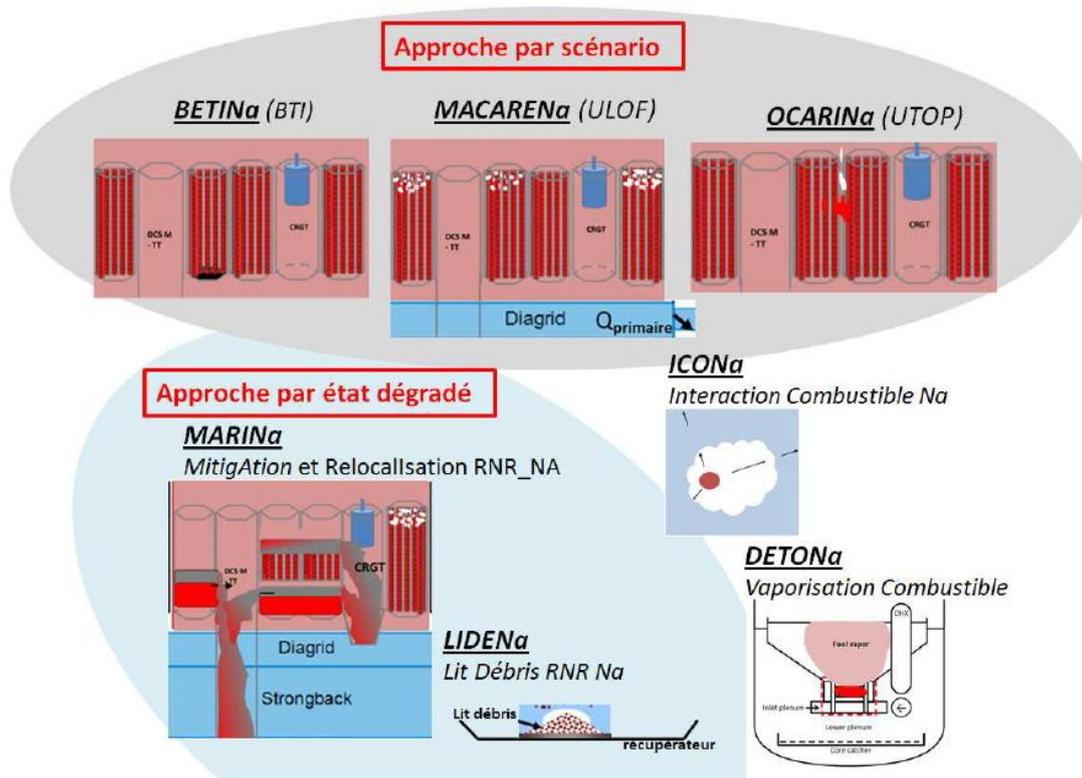


Figure 1.6 : Outils physiques orientés-conception développés au CEA depuis 2011.

1.3 Le transitoire d'insertion de réactivité non protégé

L'insertion de réactivité non protégée, comme son nom l'indique, est un initiateur provoquant une augmentation anormale de la réactivité du cœur nucléaire (un bref rappel de neutronique est fait en **Annexe 1**) avec une défaillance des systèmes de sauvegarde. Avant de détailler la phénoménologie de l'accident, le paragraphe suivant expose les différents évènements initiateurs pouvant induire une insertion de réactivité.

1.3.1 Les évènements initiateurs du transitoire UTOP

À ce jour, trois évènements initiateurs sont retenus pour le transitoire UTOP [13] :

- La compaction du cœur : l'initiateur étudié conduisant à la compaction du cœur est celui d'un séisme. Le signal en réactivité insérée est supposé sinusoïdal (cf. **Figure 1.7**) en raison de la sollicitation radiale du cœur (succession de phénomènes de compaction-gerbage affectant les assemblages du cœur).

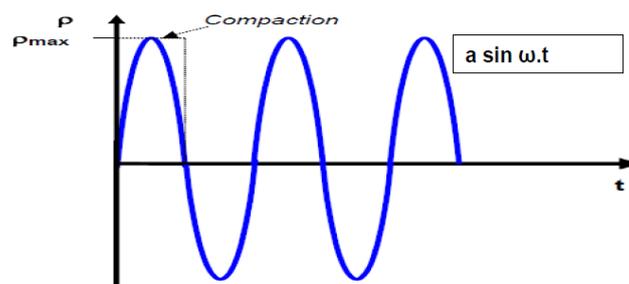


Figure 1.7 : Signal en réactivité insérée postulé pour une compaction de cœur.

- La chute de supportage du cœur : l'effondrement du supportage du cœur est supposé radialement cohérent ; l'ensemble des barres d'absorbants reste accroché à leurs mécanismes. La réactivité insérée est donc égale à l'efficacité des rideaux de barres⁵ dépendant de la profondeur d'insertion des barres au moment du transitoire. Le signal en réactivité insérée est supposé linéaire en postulant une hauteur de chute suffisamment faible (cf. **Figure 1.8**). La pente de la rampe de réactivité étant calculée avec un modèle de chute gravitaire.

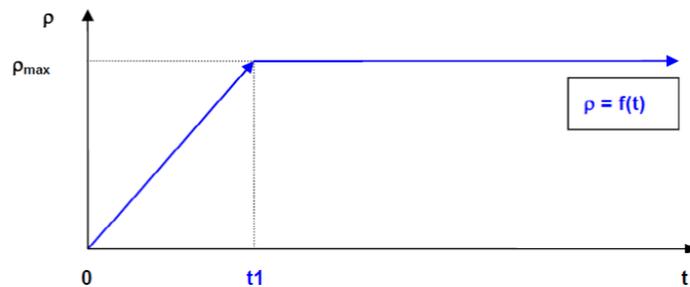


Figure 1.8 : Signal en réactivité insérée postulé pour une chute de supportage.

- Le passage d'une bulle de gaz dans le cœur (cf. **Figure 1.9**) : ce scénario peut résulter de l'entraînement du gaz du ciel de pile par les pompes primaires qui, après s'être accumulé au niveau du platelage (structure de supportage du cœur), passe dans le cœur. L'insertion de réactivité associée dépend de la taille de la bulle et des zones du cœur traversées. Le cœur CFV a un coefficient de vide global négatif (cf. §1.1.2), mais ce coefficient est positif localement dans le cœur (cf. **Figure 1.10**).

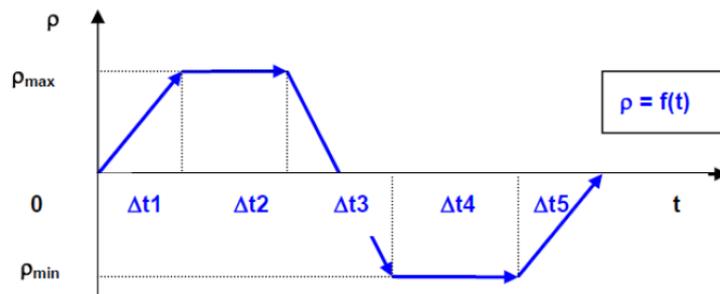


Figure 1.9 : Signal en réactivité insérée postulé pour un passage de gaz dans le cœur CFV.

⁵ Anti-réactivité apportée par les barres de contrôle.

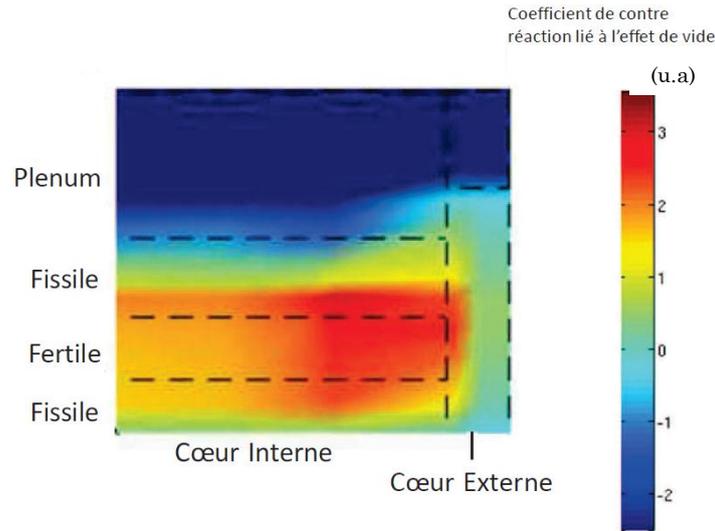


Figure 1.10 : Distribution spatiale du coefficient de vidange sodium dans le cœur CFV.

1.3.2 Phénoménologie de la phase primaire du transitoire UTOP

Quel que soit l'évènement initiateur retenu, le déroulement de la séquence accidentelle pendant la phase primaire du transitoire UTOP suit l'arbre phénoménologique simplifié présenté sur la **Figure 1.11** (la numérotation des différentes étapes est expliquée plus loin).

Cet arbre phénoménologique a pu être établi grâce à une approche utilisant un PIRT [14] (Phenomena Identification and Ranking Table), utilisée également pour l'étude des ULOF et des USAF. Cette approche consiste, connaissant les phénomènes physiques intervenant pendant un transitoire (connaissance obtenue grâce à des campagnes expérimentales ou à des résultats de calcul), à donner à chaque phénomène une « figure de mérite ». Cette figure de mérite permet de mettre en regard la connaissance du phénomène (avec prise en compte des incertitudes) et son importance dans la séquence accidentelle. Finalement, cette approche permet de mettre en lumière uniquement les phénomènes physiques d'intérêt à prendre en compte dans la compréhension et la modélisation du transitoire considéré. C'est par conséquent une méthodologie de choix pour le développement des outils orientés-conception.

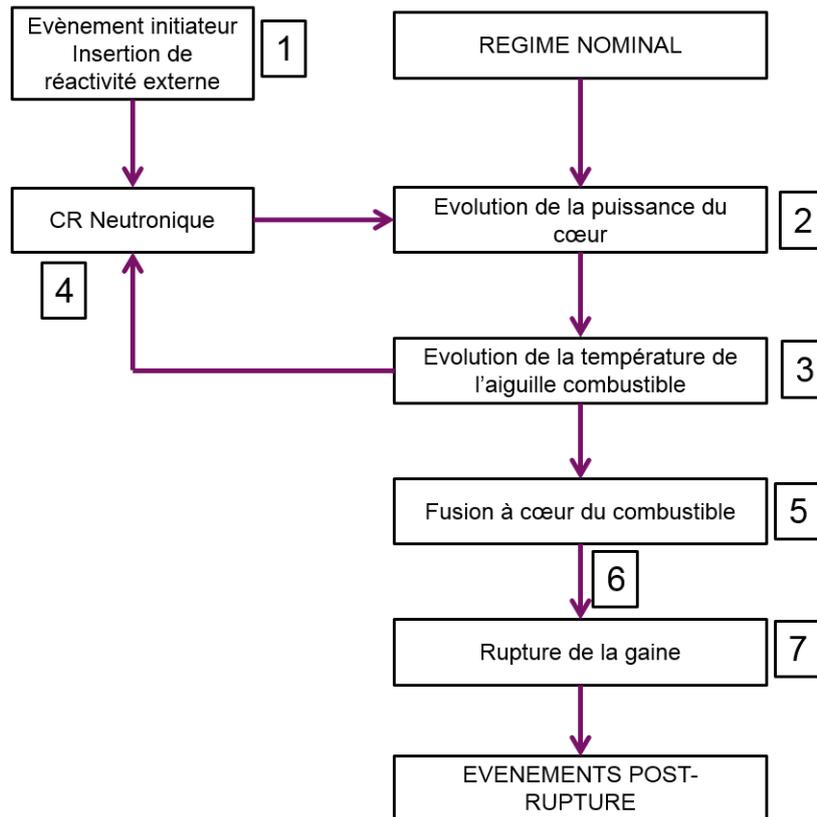


Figure 1.11 : Arbre phénoménologique simplifié de la phase primaire du transitoire UTOP.

Cette approche a permis d'identifier les phénomènes physiques d'intérêt pour le transitoire UTOP jusqu'à la perte d'intégrité de la première barrière :

- État d'irradiation du combustible avant l'accident.
- Les contre-réactions neutroniques.
- La puissance du réacteur.
- La thermique du combustible nucléaire, incluant sa fusion.
- La thermomécanique de l'aiguille combustible, incluant les mouvements de matériaux fondus et la rupture de gaine.

Cette identification par PIRT a finalement permis d'élaborer l'arbre phénoménologique de la **Figure 1.11**, qui peut être résumé comme suit :

1. Insertion de réactivité externe (évènement initiateur).
2. Augmentation de la puissance du réacteur nucléaire.
3. Évolution des températures du combustible, de la gaine et du caloporteur ; la contre-réaction Doppler (cf. Annexe 1) tend à limiter l'excursion de puissance.
4. Si les contre-réactions neutroniques ne suffisent pas à limiter l'excursion de puissance, le combustible atteint sa température de fusion.
5. Les pastilles de combustible fondent à cœur, une ou plusieurs cavités fondues se créent dans l'aiguille combustible.
6. Le changement de phase du combustible, combiné à des phénomènes thermomécaniques (gonflement, expansion thermique, etc.) et au relâchement de produits de fission induisent un chargement mécanique significatif sur la gaine.

7. Rupture de la gaine.
8. Éjection de combustible fondu dans le caloporteur sodium. L'importance de cette éjection est renforcée par la pression dans l'aiguille rompue.

Afin de fixer un ordre de grandeur, la séquence (2-8) se déroule en approximativement une seconde.

1.3.3 Les outils de calcul scientifiques à disposition pour la phase primaire du transitoire UTOP

Pour les accidents graves dans un RNR-Na, deux outils de calcul scientifiques mécanistes sont usuellement utilisés aujourd'hui pour décrire le transitoire UTOP :

- SIMMER [10] : outil mécaniste actuellement développé au Japon et en France, c'est un outil de calculs d'accidents de fusion de cœur de RNR-Na multi phases, multi composants qui traite la dégradation du cœur. Le schéma de principe est exposé sur la **Figure 1.12**.

Bien que dédiée aux accidents de fusion du cœur, l'actuelle version de SIMMER-III ne possède pas de modèle thermomécanique permettant de traiter la rupture de gaine lors de la phase primaire de l'accident en cas d'excursion de puissance.

- SAS-SFR [11] : outil mécaniste initialement développé par INL. C'est un outil de calculs d'accidents de fusion de cœur de RNR-Na. Contrairement à SIMMER, SAS-SFR inclut une description de l'irradiation de l'aiguille combustible avant le transitoire accidentel et une description du comportement des aiguilles pendant le transitoire. Cependant, SAS-SFR ne peut pas être utilisé pour une géométrie CFV car il ne peut traiter la formation de deux cavités fondues, inhérente au concept hétérogène axial CFV de par la présence de deux zones fissiles, plus puissantes que la zone fertile médiane.

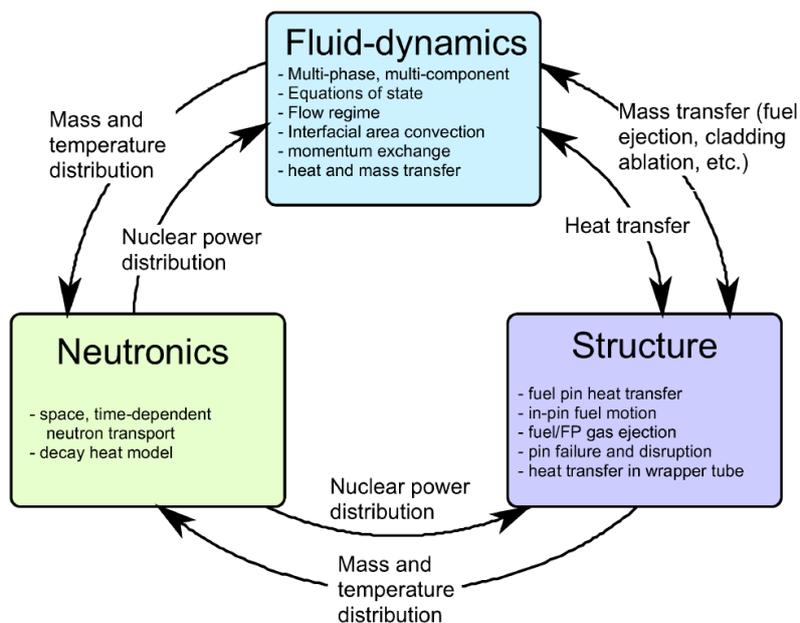


Figure 1.12 : Schéma de principe de l'outil SIMMER-III.

Par le passé, de nombreux outils physiques ont vu le jour afin de décrire différentes physiques des accidents graves en soutien aux campagnes d'essai CABRI [15] et CESAR [16] (cf. **Chapitre 2**) tels que PHYSURA [23] ou CASPAR [16], mais ils ne sont aujourd'hui plus opérationnels.

1.3.4 OCARINa

L'absence d'outil orienté-conception dédié aux UTOP, le manque de modélisation et la limitation du domaine d'utilisation des outils mécanistes existants justifient le développement d'OCARINa et ce travail de thèse.

Chaque outil orienté conception doit répondre au cahier des charges suivant :

- Restituer tous les phénomènes physiques prépondérants régissant le déroulement de la séquence d'intérêt (l'UTOP pour OCARINa, illustré sur la **Figure 1.11**).
- Assurer un temps de calculs faible en vue d'un traitement statistique.
- Être validé.

À l'issue de ce travail de thèse, l'outil OCARINa, développé sur MATLAB, permet de traiter la séquence (2-5-6-7) en reprenant la numérotation de la **Figure 1.11** en considérant une géométrie mono-aiguille (représentative d'un ou plusieurs assemblages, ou d'une seule aiguille pour les cas-tests de validation) à puissance imposée. Connaissant la géométrie d'un assemblage ou d'une section d'essai, la composition du combustible nucléaire et une trace de puissance, OCARINa est capable de prédire les paramètres suivants :

- Le lieu, l'instant d'une rupture de gaine qui sera utilisée, pour la modélisation en aval de ce travail de thèse, de la suite de la séquence accidentelle (cf. **Chapitre 3**).
- La masse fondue dans l'aiguille à tout instant, la température et l'enthalpie moyenne de la/les cavité(s) fondue(s) (cf. **Chapitre 2**). Ces données sont nécessaires à l'évaluation du risque lié à une interaction énergétique entre combustible fondu et sodium et de l'énergie mécanique libérée dans la cuve principale du réacteur.
- La localisation des fronts d'ébullition du sodium, de fusion de l'acier des gaines et du combustible dans l'espace (localisation radiale et axiale) dans l'aiguille combustible à tout instant, en lien avec le point précédent (cf. **Chapitre 2**).
- Les fronts d'ébullition en cas de vidange sodium (essais CESAR, cf. **Chapitre 2**) afin de traiter plus particulièrement l'effet de vide.

Le développement d'OCARINa s'est divisé en deux volets : un volet thermique et un volet mécanique, qui font respectivement l'objet des **Chapitres 2 et 3**. Les hypothèses de modélisation, les méthodes numériques choisies et les résultats de validation sont présentés dans ces chapitres. À titre de synthèse, l'architecture d'OCARINa est présentée sur la **Figure 1.13**.

OCARINa possède deux modules chaînés. Le premier module, thermique et thermohydraulique, permet de calculer un champ de températures dans les matériaux d'une aiguille combustible et dans le caloporteur sodium. Ce champ de températures permet de calculer différents paramètres d'intérêt, reportés sur la **Figure 1.13** et dont l'intérêt est décrit au **Chapitre 2**, et d'alimenter le module mécanique afin de réaliser un calcul de rupture de gaine. Enfin, une simulation demande un temps CPU de l'ordre de la minute, compatible avec une étude statistique des effets des incertitudes de modèle. Plusieurs cas d'application sont présentés au **Chapitre 4**.

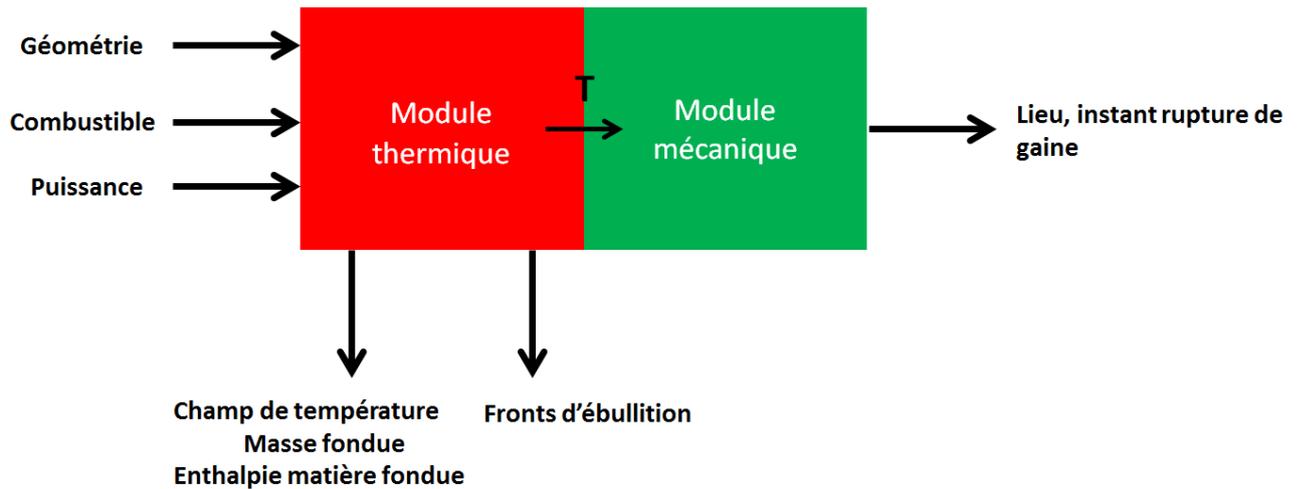


Figure 1.13 : Architecture d'OCARINa.

1.3.5 Démarche et base de validation

Afin de valider les différents modèles implémentés dans OCARINa, la méthodologie suivante a été adoptée :

- Le module thermique/thermohydraulique est validé par comparaison des résultats avec des résultats des essais hors-pile CESAR, des essais en-pile à effets séparés CABRI et par comparaison avec SIMMER-III (cf. **Chapitre 2**).
- Le module mécanique chaîné au module thermique est validé avec des essais en-pile intégraux CABRI (cf. **Chapitre 3**).

Cette démarche regroupe à la fois la validation expérimentale, qui s'appuie sur des comparaisons Calcul/Expérience et la validation numérique, qui s'appuie sur des comparaisons Calcul/Calcul.

De façon générale, l'établissement d'une modélisation validée suppose de mener à bien la démarche de qualification suivante mise en place aujourd'hui pour les outils actuels :

1. Identification de l'ensemble des phénomènes physiques pertinents.
2. Détermination des modèles et des lois physiques influençant les phénomènes identifiés en (1).
3. Choix d'une modélisation appropriée par un ou plusieurs logiciels.

4. Estimation des incertitudes sur les lois et modèles identifiés en (2) pour chaque logiciel, si nécessaire à l'aide d'une analyse de sensibilité.
5. Identification à partir de (4) des lois et modèles à valider.
6. Comparaison de ces besoins en validation avec la base de validation existante.
7. Identification de besoins en validation supplémentaires.
8. Dimensionnement d'expériences à même de répondre à ces besoins.

Cette démarche de qualification a été appliquée pour le développement d'OCARINa (à l'exception du point (8)) et sera mis en évidence dans les chapitres correspondants.

1.4 Conclusions

Ce chapitre de thèse présente le contexte dans lequel s'inscrit ce travail de thèse : l'étude des accidents graves dans les RNR-Na. La démonstration de sûreté du démonstrateur ASTRID nécessite l'étude de divers transitoires accidentels, notamment le transitoire d'insertion de réactivité non protégée, ou transitoire d'excursion de puissance non protégée, ou transitoire UTOP. Afin de réaliser ces études, deux approches complémentaires sont utilisées : une approche mécaniste et une approche BEPU, cette dernière permettant la réalisation d'études de sensibilité et de propagations d'incertitudes.

L'utilisation d'un PIRT a permis d'identifier les phénomènes physiques d'intérêt intervenant pendant le transitoire UTOP et donc d'identifier le besoin de modélisation pour ce transitoire. Ce besoin a été confronté aux capacités de modélisation des outils mécanistes actuels, cela a montré que ces outils sont finalement limités pour la simulation du transitoire UTOP. De plus, l'absence d'outil physique orienté-conception dédié au transitoire UTOP démontre l'intérêt du développement d'OCARINa. Enfin, le besoin de modélisation identifié grâce au PIRT a permis de définir l'architecture d'OCARINa et d'identifier les besoins en validation de chacun des modules d'OCARINa.

Chapitre 2 : Thermique et thermohydraulique

Le chapitre introductif précédent a permis de mettre en lumière les phénomènes physiques prépondérants intervenant pendant le transitoire UTOP dans un RNR-Na. Parmi ces phénomènes figure l'évolution des températures du combustible nucléaire, de son gainage, du caloporteur et des structures lors de l'excursion de puissance. Ce chapitre est consacré plus précisément à l'identification des phénomènes thermiques ayant lieu pendant le transitoire UTOP, la modélisation de ces phénomènes et enfin à la validation de ces modèles.

2.1 Éléments généraux des phénomènes thermiques et thermohydrauliques relatifs à la phase primaire de l'UTOP

2.1.1 Comportement thermique du combustible et de la gaine

Le cœur est supposé critique avant le transitoire, c'est-à-dire que sa réactivité est nulle (cf. **Annexe 1**). Le transitoire UTOP débute à l'instant où une réactivité externe positive est insérée dans le cœur du réacteur suite à un évènement initiateur (cf. **Chapitre 1, §1.3.1**). Suite à cela, la réactivité du cœur devient positive et une excursion de puissance se déclenche (cf. **Figure 2.1**). La trace de puissance classique de ce transitoire se présente sous la forme d'un pic de puissance qui atténué grâce à l'effet Doppler (cf. **Annexe 1**), l'arrêt d'urgence du réacteur et/ou la dispersion des matériaux permettant d'éteindre la réaction en chaîne. Si la puissance augmente, la température augmente et inversement (avec un retard temporel dû à l'inertie thermique). Comme énoncé au **Chapitre 1**, si l'effet Doppler ne suffit pas à contrer l'augmentation de la puissance après une insertion positive de réactivité, le combustible peut atteindre sa température de fusion et former une cavité fondue au centre de l'aiguille où la température est la plus élevée (cf. **Figure 2.2** et **Figure 2.3**). La formation de cette cavité s'accompagne d'une expansion volumique de 10 % environ.

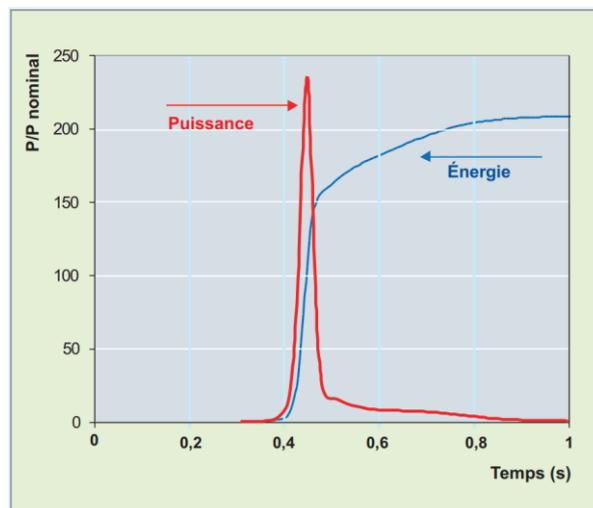


Figure 2.1 : Illustration de l'évolution de la puissance d'un cœur de RNR-Na et de l'énergie injectée dans le combustible lors d'un UTOP. [24]

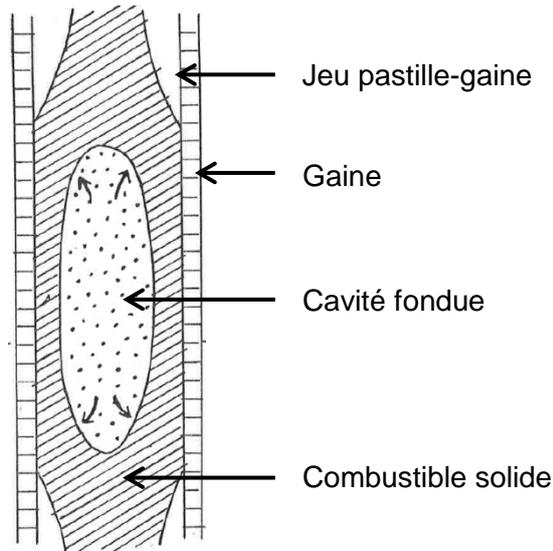


Figure 2.2 : Illustration d'une cavité fondue dans l'aiguille combustible. [23]

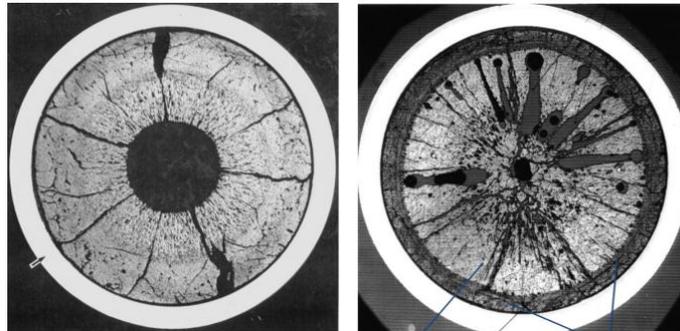


Figure 2.3 : Macrographie de combustible avant un essai de transitoire d'insertion de réactivité (gauche) et après (droite). Sur la photo de droite, le volume du trou central s'est réduit avec l'expansion volumique du combustible lors de sa fusion. [15]

2.1.2 Comportement thermique et thermohydraulique de l'écoulement du sodium

Un cœur en fonctionnement nominal de RNR-Na n'est pas dans sa configuration la plus réactive (cf. **Chapitre 1, §1.1.1**). L'ébullition du sodium liquide peut en effet induire une excursion de puissance locale par effet de vide (en plus d'accélérer la dégradation de la gaine par échauffement adiabatique). Un point clé des analyses de sûreté est donc de pouvoir prédire les risques d'apparition éventuels d'une ébullition dans le cœur (localisation de la zone d'ébullition, vitesse de progression de cette dernière, apparition de l'assèchement⁶).

Une excursion de puissance se caractérise par une énergie très importante dissipée dans le combustible en un temps très court. Cette énergie est dissipée dans les aiguilles combustibles, et s'évacue par conduction jusqu'à la surface externe de la gaine, où elle est cédée au sodium. La cinétique d'élévation de température du sodium, directement liée au flux de chaleur reçu, va donc dépendre des différents milieux qui constituent l'aiguille, et en particulier de leur capacité à stocker et diffuser l'énergie.

⁶ Seuil à partir duquel le coefficient d'échange de chaleur devient très faible.

2.2 Base expérimentale en support aux études des excursions de puissance

Les excursions de puissance ont fait l'objet d'études et de campagnes expérimentales menées notamment au CEA. Parmi ces campagnes expérimentales figurent des essais en-piles⁷ et des essais hors-piles⁸.

2.2.1 Architecture d'une boucle d'essai

Une boucle d'essai est constituée d'une section d'essais⁹ (en milieu nucléaire ou non), d'un réservoir d'expansion simulant le ciel de pile d'un réacteur (lame gazeuse permettant d'amortir une éventuelle onde de pression et de pressuriser la boucle si besoin) et d'un circuit hydraulique dont le débit est assuré par une pompe. Enfin, une ligne de by-pass peut être incorporée et permet de simuler les assemblages voisins d'un point de vue hydraulique (débit contournant la section d'essai). Cette architecture est illustrée sur la **Figure 2.4**.

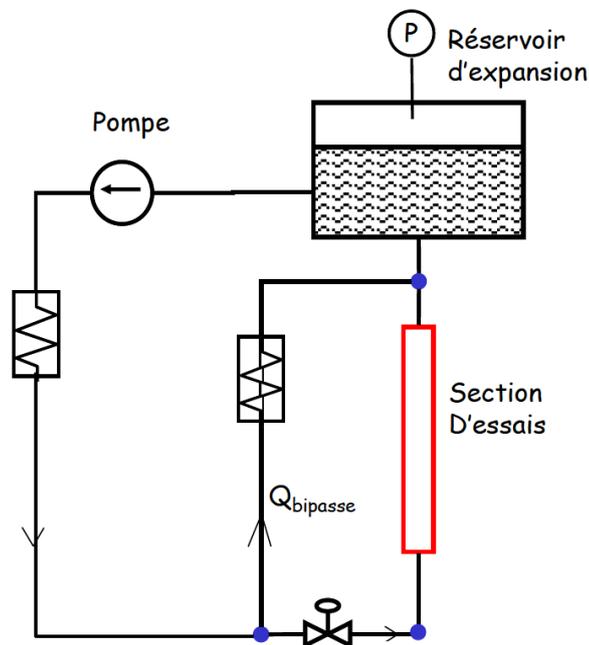


Figure 2.4 : Architecture classique d'une boucle d'essai.

2.2.2 Base expérimentale hors-pile : les essais CESAR-TR

La boucle CESAR (Circuit d'étude de l'Ébullition du Sodium lors d'un Accident de Réactivité) est un dispositif expérimental hors-pile permettant de simuler un écoulement de sodium dans un canal chauffant (cf. **Figure 2.5**). Implantée au CEA Grenoble dans les années 1970, la boucle CESAR avait pour objectif, entre autres, d'étudier le développement de l'ébullition du sodium (pression, température, fronts d'ébullition, etc.) lors d'une excursion de puissance dans un canal chauffant. La section d'essais (encadrée en rouge sur la **Figure 2.5**) était constituée d'une aiguille représentée sur les **Figures 2.6 et 2.7**.

⁷ Essais se déroulant à l'intérieur d'un réacteur nucléaire.

⁸ Essais se déroulant en l'absence de matières nucléaires.

⁹ Zone de la boucle d'essai où se déroule l'expérience.

Les transferts thermiques dans la section se font par conduction dans les structures et par convection forcée dans le sodium. Le canal d'essai se compose d'un tube cylindrique (acier Inconel 600) isolé thermiquement dans lequel le sodium s'écoule dans un espace annulaire compris entre le tube et l'élément chauffant (diamètre externe 8,7 mm). La section de passage de l'écoulement correspondant approximativement à de l'écoulement autour d'une seule aiguille combustible dans un assemblage (environ $0,5 \text{ cm}^2$). La partie chauffante comporte une gaine (tantale) remplie de nitrure de bore compacté¹⁰ (bon isolant électrique, bon conducteur thermique) dans lequel sont inclus 8 fils résistants électriques en Tungstène-Rhénium. La partie non-chauffante est une extension de la partie chauffante à l'exception des fils, remplacés par du Nitrure de Bore. L'alimentation électrique se fait par l'extrémité inférieure de la partie chauffante et permet de simuler l'excursion de puissance dans la section d'essai. Contrairement à un cas réacteur où la distribution axiale de puissance est cosinusoidale, l'élément chauffant électrique utilisé lors de ces essais est caractérisé par une distribution axiale de puissance uniforme. Cela est pris en compte dans la démarche de validation d'OCARINa.

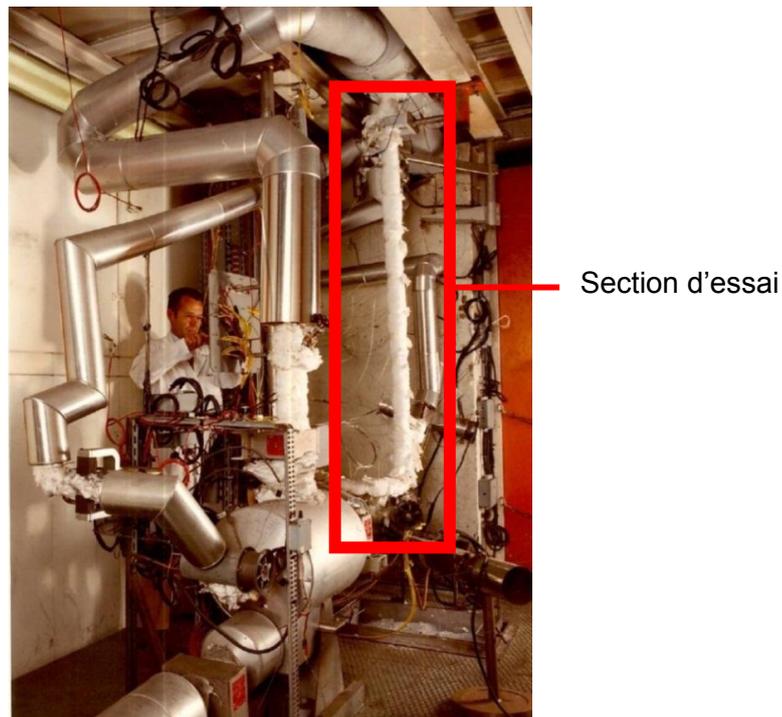


Figure 2.5 : Boucle d'essai CESAR. [16]

¹⁰ La compaction du nitrure de bore est nécessaire afin que la conduction s'effectue de manière isotrope.

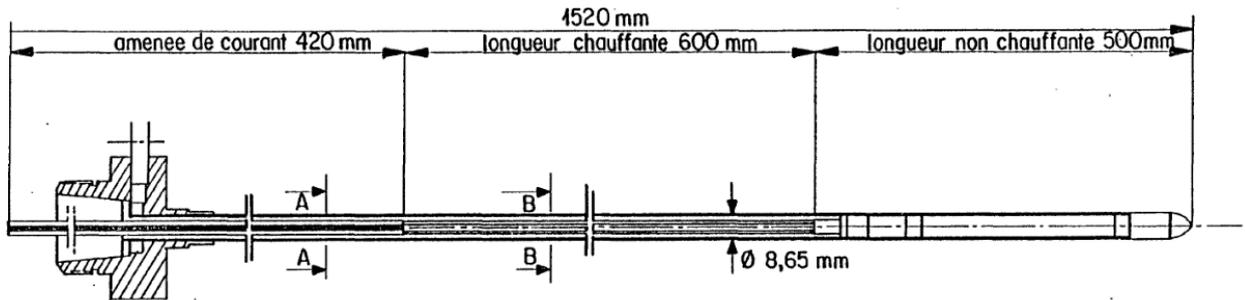


Figure 2.6 : Coupe verticale de l'aiguille chauffante de la section d'essai de la boucle CESAR. [16]

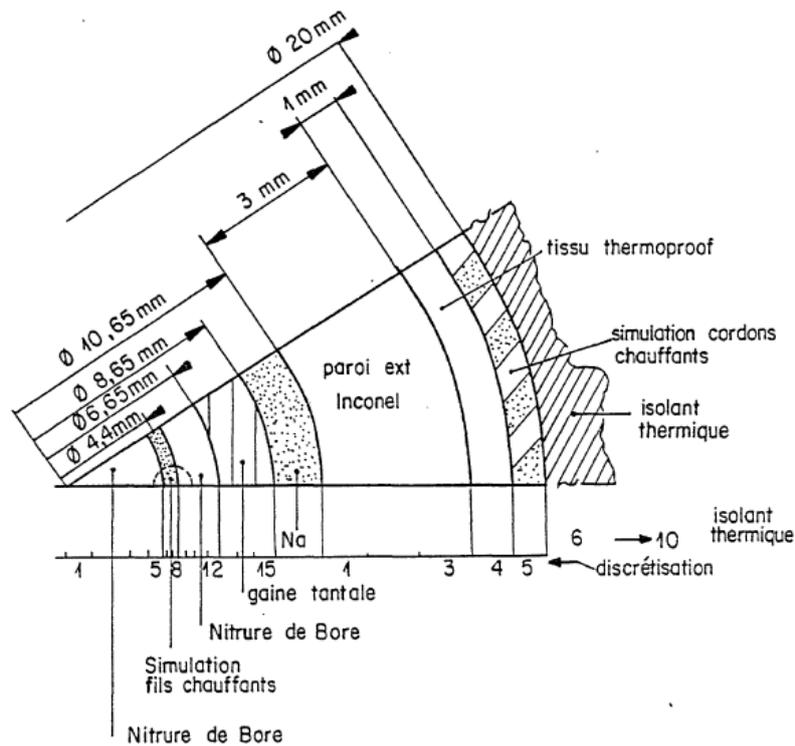


Figure 2.7 : Coupe horizontale de la section d'essai de la boucle CESAR. [16]

Les essais d'excursion de puissance ayant eu lieu dans cette boucle sont les essais CESAR-TR (TR pour TRansitoire), aux nombres de 7 dont 5 avec occurrence d'ébullition du sodium dans la section d'essai. Les caractéristiques des essais sont présentées dans la **Table 2.1**. En pratique, ces transitoires ont été réalisés avec une augmentation de l'intensité électrique délivrée dans les fils chauffants, permettant de multiplier la puissance nominale par un facteur variant de 20 à 40 (données fournies à l'époque par le Département de Sûreté Nucléaire de Cadarache) pendant quelques secondes (exemple de l'essai CESAR-TR5 illustré sur la **Figure 2.8**).

	Conditions initiales		débit g/s	Puissance transitoire		
	Températures (°C)			Puissance (KW) injectée	Durée (s) moyenne	instant d'apparition (s) de l'ébullition
	d'entrée	fin de long chauff				
TR 1	390	540	25	50	0,7	
TR 2	390	500	25	60	1,8	
TR 3	390	770	25	90	1,4	0,82
TR 4	390	795	25	230	1	0,28
TR 5	530	695	8	90	1,5	1,03
TR 6	365	780	25	90	1,3	1
TR 7	390	450	25	150	1,6	1,21

Table 2.1 : Synthèse des essais CESAR-TR. [16]

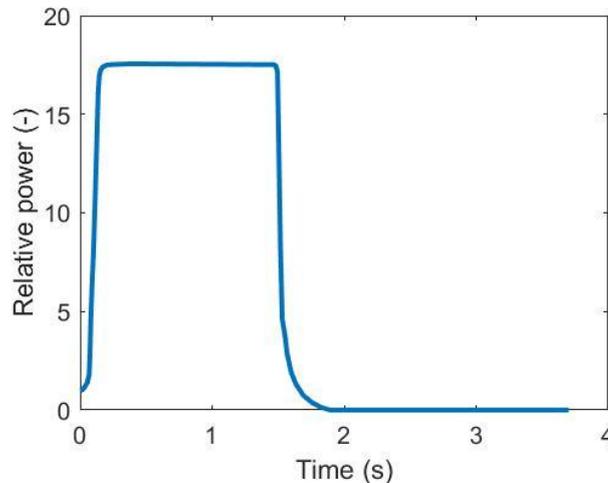


Figure 2.8 : Trace de puissance de l'essai CESAR-TR5 (puissance initiale : 5,3 kW).

2.2.3 Base expérimentale en-pile : les essais CABRI

Le réacteur expérimental CABRI (puissance cœur de 25 MW fonctionnant avec du combustible similaire à ceux des REP) a permis la réalisation d'essais en pile, sur le site du CEA de Cadarache, de transitoires rapides de puissance dans différentes configurations : mono-aiguille (vierge, irradiée), 3 aiguilles irradiées, capsule contenant du combustible et de l'acier. Les transitoires de puissance CABRI sont effectués grâce à des barres remplies d'Hélium-3 (neutrophage) sous pression. Une dépressurisation de ces barres permet d'insérer de la réactivité et de réaliser un transitoire de puissance très rapide dans le réacteur jusqu'à 20 GW. Le canal d'essai se compose d'un tube cylindrique (niobium) dans

lequel le sodium s'écoule dans un espace annulaire compris entre le tube et l'aiguille test. La section de passage de l'écoulement correspondant approximativement à celle existante autour d'une aiguille combustible dans un assemblage (même diamètre hydraulique). Le tube en niobium est isolé thermiquement du reste du réacteur par une lame gazeuse de plusieurs centimètres remplie de Xénon (cf. **Figure 2.9**).

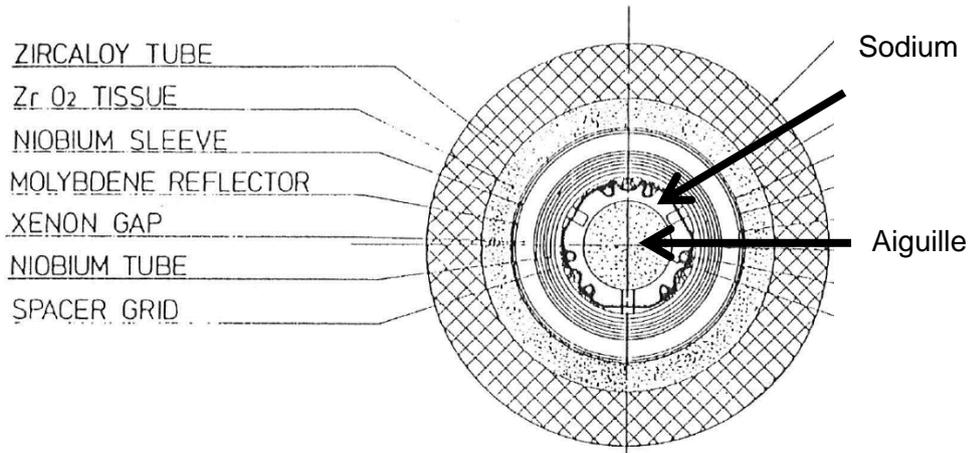


Figure 2.9 : Section d'essai CABRI.

Dans un cœur de réacteur, tous les assemblages du cœur ne sont pas dans le même état thermohydraulique lors d'une excursion de puissance : ceci a été simulé dans les essais, par trois conditions types caractérisées par l'état du caloporteur au moment du déclenchement du transitoire de puissance (cf. **Figure 2.10**) :

- Réduction de débit suivie d'un transitoire de puissance (l'écoulement du sodium étant en double phase (liquide-vapeur) sur la majeure partie de la zone fissile lors du déclenchement de l'excursion de puissance) ; ces conditions sont celles des assemblages centraux, les plus chauds, dont la vidange du sodium initie l'excursion de puissance (canal **non contraint** ou *unrestrained*)
- Réduction de débit suivie d'un transitoire de puissance avec canal sodium partiellement en ébullition le long de la zone fissile ; ces conditions (canal **semi-contraint** ou *semi-restrained*) représentent celles de la majeure partie des assemblages (environ 80 %).
- Transitoire de puissance sans réduction de débit, le sodium étant en phase liquide (canal **contraint** ou *restrained*) ; ces conditions simulent celles des assemblages périphériques (plus froids que les assemblages centraux et non encore affectés par l'ébullition du sodium).

Les transitoires sont initiés à partir d'un état initial dont la puissance est définie pour reproduire au mieux le profil radial de températures dans le combustible irradié et le profil axial de températures dans le sodium, sans dépasser les températures combustibles de fin d'irradiation en vue d'assurer la représentativité des essais. Les paramètres des divers essais sont : l'état initial thermohydraulique du canal réfrigérant, la vitesse d'injection d'énergie lors du transitoire de puissance (rapide : 10-20 kJ/g/s, moyenne : 1-5 kJ/g/s) et l'énergie injectée (1 à 2 kJ/g de combustible), le taux de

combustion¹¹ et la géométrie des aiguilles. La trace de puissance caractéristique des essais CABRI correspond à un « pulse » (cf. **Figure 2.11**) piloté par la dépressurisation des barres d'Hélium-3 (2 vannes) et par l'effet Doppler. L'ouverture d'une première vanne déclenche l'excursion de puissance. Lorsque l'effet Doppler commence à limiter cette excursion, la deuxième vanne s'ouvre afin de provoquer le « pulse ». L'effet Doppler résultant de l'échauffement rapide du combustible de tout le réacteur permet à terme d'enrayer l'excursion de puissance dans le réacteur.

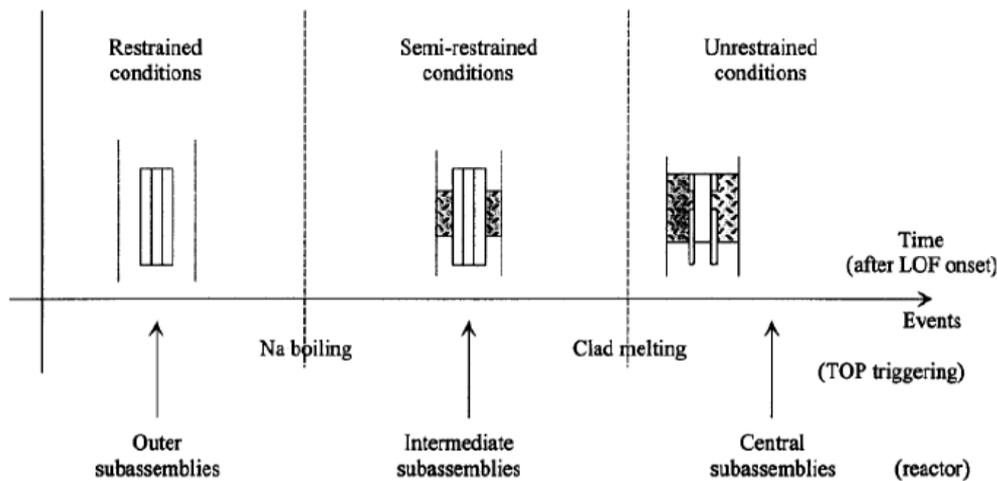


Figure 2.10 : Trois conditions types simulées pendant les essais CABRI.

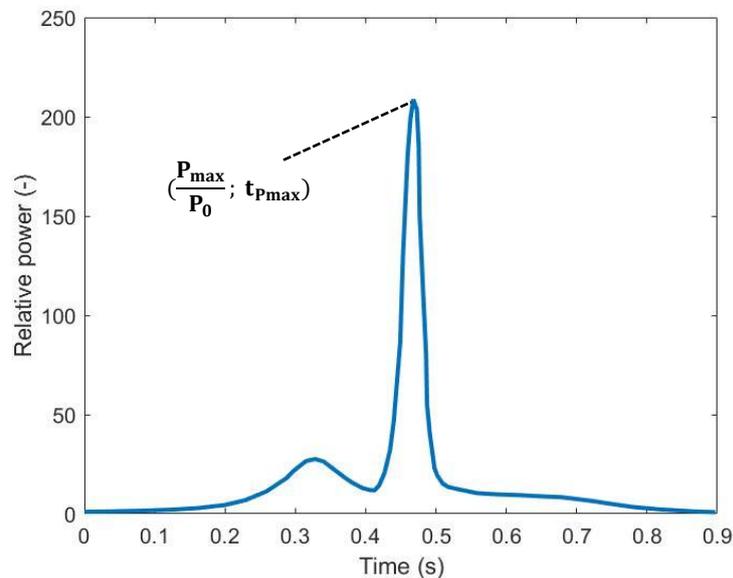


Figure 2.11 : Trace de puissance caractéristique d'un essai CABRI (CABRI-E7).

Les campagnes expérimentales d'intérêt pour la phase primaire d'une excursion de puissance sont aux nombres de trois : campagne CABRI-1, CABRI-2 et CABRI-FAST utilisant différentes géométries d'aiguilles (cf. **Figure 2.12**).

¹¹ Grandeur physique définie par l'énergie extraite par unité de masse de combustible en fonctionnement normal.

CABRI-1

Première des campagnes d'essais CABRI, la campagne CABRI-1 avait pour but d'étudier la phase primaire de l'ADC (Accident de Dimensionnement du Confinement) du réacteur Superphénix. Du combustible neuf a été utilisé pour certains essais ce qui a permis de comprendre le comportement du combustible en transitoire de puissance sans l'influence des gaz de fission contenus dans un combustible irradié. L'Annexe 2 expose les matrices d'essais de cette campagne en fonction des événements significatifs des transitoires (ébullition du sodium, fusion des gaines, énergies déposées, début de l'excursion de puissance).

CABRI-2

Cette campagne d'essais avait pour objectif de mettre en évidence le rôle des gaz de fission et du type de combustible en transitoire. La matrice des essais est présentée en Annexe 2.

CABRI-FAST

Cette campagne avait pour objectif de confirmer les acquis de la campagne CABRI-2, notamment de redémontrer l'intérêt de l'utilisation des pastilles annulaire (avec un trou central). La matrice des essais est présentée en Annexe 2.

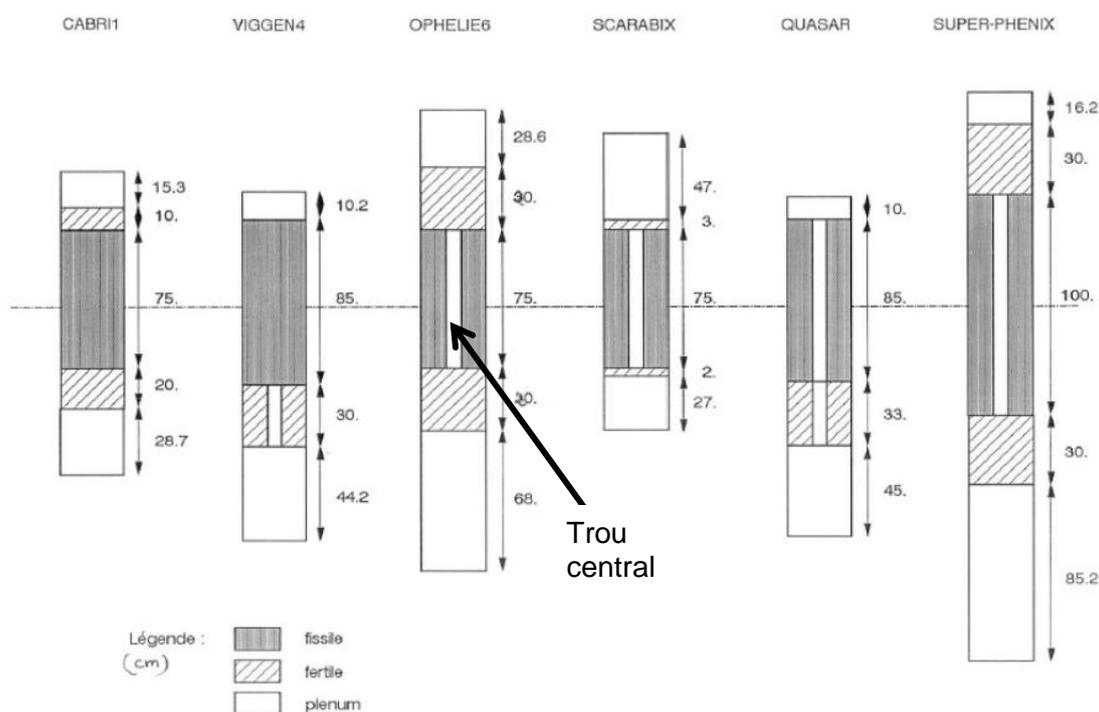


Figure 2.12 : Types d'aiguilles utilisées pour les campagnes CABRI.

Les essais retenus parmi l'ensemble des matrices d'essais des différentes campagnes sont les essais suivants (cf. **Table 2.2**) :

Tests	E5	E7	LT2	AGS0	E9	PF1
Campagne	CABRI-2	CABRI-2	CABRI-FAST	CABRI-1	CABRI-2	CABRI-FAST
$\frac{P_{\max}}{P_0}$ ($t_{p\max}$)	26 (320 ms)	154 (450 ms)	26 (600 ms)	11 (400 ms)	2,3 (120 s)	2,2 (90 s)
Énergie injectée au PFM (kJ/g)	0,64	1,67	1,41	0,53	~0.2	~0.2
Aiguille	OPHELIE-6	OPHELIE-6	QUASAR	RIG-2 (CABRI-1)	OPHELIE-6	SCARABIX

Table 2.2 : Synthèse des essais CABRI retenus pour la validation d'OCARINa.

Ces choix ont été motivés par un compromis entre diversité des géométries d'aiguilles testées (pastilles pleines et annulaires) et la disponibilité des données expérimentales, qui est différente d'un essai à l'autre, afin de valider les modèles d'OCARINa sur le plus de données possibles.

2.3 Bilan du besoin de modélisation

Les paragraphes précédents ont respectivement permis de présenter les phénomènes thermiques prépondérants de la phase primaire d'une excursion de puissance ainsi que la base expérimentale dédiée à partir de laquelle ces phénomènes ont été identifiés. Ces phénomènes sont :

- L'échauffement des matériaux et du sodium.
- La fusion du combustible.
- L'ébullition du sodium.

Les paragraphes suivants présentent les différents modèles retenus pour modéliser ces phénomènes.

La géométrie d'étude étant une section d'essai cylindrique, le repère d'étude est un repère cylindrique (r, θ, z) (cf. **Figure 2.13**) dont l'origine est placée au centre de la section d'essai, à son extrémité basse.

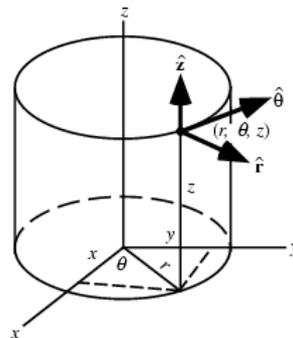


Figure 2.13 : Système de coordonnées cylindriques.

Dans ce système de coordonnées, le gradient d'un scalaire u s'écrit :

$$\overrightarrow{\text{grad}} u = \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial r} \\ \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} \\ \frac{\partial u}{\partial z} \end{pmatrix}$$

La divergence d'un vecteur $U(u_r, u_\theta, u_z)$ s'écrit :

$$\text{div } U = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r u_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial u_z}{\partial z}$$

Le Laplacien d'un scalaire u s'écrit :

$$\Delta u = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}$$

2.4 Modélisation de l'échauffement des matériaux

Pour calculer l'échauffement des matériaux, il est nécessaire de déterminer les évolutions temporelles de la température des structures de la section d'essai et du sodium en tout point de la géométrie d'étude. À cette fin, un bilan d'énergie est effectué dans chaque matériau.

2.4.1 Conservation de l'énergie dans les matériaux solides

Soit un volume V délimité par une surface S occupé par un corps quelconque de masse volumique ρ , de capacité calorifique C_p , de conductivité thermique k soumis à un dégagement de puissance volumique q''' . Les transferts par conduction en régime transitoire sont régis par l'équation de la chaleur qui s'écrit (**Eq. 2.1**) :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(k \overrightarrow{\text{grad}} T) + q''' = k \Delta T + \overrightarrow{\text{grad}} k \overrightarrow{\text{grad}} T + q''' \quad \text{(2.1)}$$

Avec :

ρ : Masse volumique. [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]

C_p : Capacité calorifique massique. [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

T : Température. [K]

t : Temps. [s]

k : Conductivité thermique. [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]

q''' : Puissance volumique. [$\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$]

Soit, en exprimant les opérateurs vectoriels en coordonnées cylindriques (**Eq. 2.2**) :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{1}{r} \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right) + k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\partial k}{\partial T} \left[\left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)^2 + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial T}{\partial \theta} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right)^2 \right] + q''' \quad \text{(2.2)}$$

Cette équation sera par la suite simplifiée.

2.4.2 Conservation de l'énergie dans le caloporteur sodium

L'équation de la conservation de l'énergie du caloporteur s'établit en effectuant un bilan sur un volume de contrôle de fluide V à une cote z . La variation d'enthalpie H du fluide se déplaçant dans la direction ascendante z avec une vitesse massique G s'écrit [16] (Eq. 2.3) :

$$\frac{\partial \rho H}{\partial t} + \frac{\partial G H}{\partial z} = \frac{2\pi}{S} (r_g \varphi_g + r_p \varphi_p) \quad (2.3)$$

Avec :

H : Enthalpie massique du sodium. [J.kg^{-1}]

G : Vitesse massique du sodium. [$\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$]

S : Section de passage du sodium. [m^2]

z : Cote. [m]

r_g, r_p : Rayon externe de la gaine en contact avec le sodium, rayon interne du tube en contact avec le sodium. [m]

φ_g, φ_p : Flux surfacique entrant dans le sodium depuis la gaine (terme positif), flux surfacique sortant du sodium et entrant dans le tube (terme négatif). [W.m^{-2}]

z : Cote axiale. [m]

De plus, l'équation de conservation de la masse de l'écoulement du sodium en régime transitoire sans changement de phase s'écrit [16] (Eq. 2.4) :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial G}{\partial z} = 0 \quad (2.4)$$

Ainsi, en développant les dérivées de l'équation (2.3) et en y injectant le bilan de masse (2.4), l'équation (2.3) devient finalement :

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} + G \frac{\partial H}{\partial z} = \frac{2\pi}{S} (r_g \varphi_g + r_p \varphi_p) \quad (2.3')$$

La variation d'enthalpie du sodium peut s'exprimer en fonction de sa température T_{Na} (Eq. 2.5) :

$$\partial H = C_{p\text{Na}} \partial T_{\text{Na}} \quad (2.5)$$

Avec :

$C_{p\text{Na}}$: Chaleur spécifique du sodium à pression constante. [$\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$]

Enfin, les flux surfaciques φ_g et φ_p s'expriment également en fonction de la température du fluide T_{Na} (Eq. 2.6a,b) :

$$\varphi_g = h_{\text{conv}}(T_g - T_{\text{Na}}) \quad (2.6a)$$

$$\varphi_p = h_{\text{conv}}(T_p - T_{\text{Na}}) \quad (2.6 b)$$

Avec :

h_{conv} : Coefficient d'échange convectif. [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$]

T_g : Température de la face externe de la gaine, supérieure à T_{Na} . [K]

T_p : Température de la face interne du tube, inférieure à T_{Na} . [K]

Finalement, le bilan d'énergie s'exprime uniquement en fonction de la température du sodium (**Eq. 2.7**) :

$$\rho \frac{\partial T_{\text{Na}}}{\partial t} + G \frac{\partial T_{\text{Na}}}{\partial z} = h_g(T_g - T_{\text{Na}}) + h_p(T_p - T_{\text{Na}}) \quad (2.7)$$

Avec :

$$h_g = \frac{2\pi h_{\text{conv}}}{C_{p\text{NaS}}} r_g \text{ [kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}]$$

$$h_p = \frac{2\pi h_{\text{conv}}}{C_{p\text{NaS}}} r_p \text{ [kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}]$$

2.5 Modélisation de la fusion du combustible

Lors d'un transitoire de puissance, le combustible peut atteindre la température de fusion. Le combustible RNR-Na est un mélange oxyde UPuO_2 et non un corps pur, le changement d'état ne se produit donc pas à température constante, mais dans une gamme de températures $[T_{\text{solidus}}; T_{\text{liquidus}}]$ avec T_{solidus} (T_{liquidus}) la température du solidus (liquidus) dans une gamme comprise entre 2800 et 3000 K (dépendant de la composition du combustible et de son taux de combustion).

Lorsque la température du combustible est dans cette gamme, la fraction liquide x_{liq} comprise en 0 et 1 est définie par (**Eq. 2.8**) :

$$x_{\text{liq}} = \frac{T - T_{\text{solidus}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}} \quad (2.8)$$

x_{liq} est utilisé pour pondérer les propriétés thermiques du combustible dans l'intervalle solidus-liquidus. Pour la conductivité thermique $k_{\text{double phase}}$ et la densité $\rho_{\text{double phase}}$, les relations utilisées sont les suivantes (**Eq. 2.9 et 2.10**) :

$$k_{\text{c,double phase}} = x_{\text{liq}}k_{\text{c,liquide}} + (1 - x_{\text{liq}})k_{\text{c,solide}} \quad (2.9)$$

$$\rho_{\text{c,double phase}} = x_{\text{liq}}\rho_{\text{c,liquide}} + (1 - x_{\text{liq}})\rho_{\text{c,solide}} \quad (2.10)$$

Pour la capacité calorifique massique, un terme est ajouté à cette pondération pour respecter la conservation de l'énergie lors du changement de phase en prenant en compte la chaleur latente de changement d'état L_{fusion} [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}$]. Le bilan d'énergie s'écrit [19] (**Eq. 2.11**) :

$$\int_{T_{\text{solidus}}}^{T_{\text{liquidus}}} C_{\text{p,double phase}} dT \cong \frac{C_{\text{p,solide}} + C_{\text{p,liquide}}}{2} (T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}) + L_{\text{fusion}} \quad (2.11)$$

L'expression de la capacité calorifique du combustible double phase s'en déduit (**Eq. 2.12**) en faisant apparaître la fraction liquide (**2.8**) dans l'équation (**2.11**) [19] :

$$C_{\text{p,double phase}} = x_{\text{liq}}C_{\text{p,liquide}} + (1 - x_{\text{liq}})C_{\text{p,solide}} + x_{\text{liq}}(1 - x_{\text{liq}}) \frac{6L_{\text{fusion}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}} \quad (2.12)$$

Cette expression vérifie :

- $C_{\text{p,double phase}}(x_{\text{liq}} = 0) = C_{\text{p,solide}}$
- $C_{\text{p,double phase}}(x_{\text{liq}} = 1) = C_{\text{p,liquide}}$

Lorsque la fusion du combustible est atteinte, deux grandeurs physiques d'intérêt (cf. **Chapitre 1**) sont également calculées :

- La masse de combustible fondue dans l'aiguille. Soit m_j la masse de combustible totale d'un sous volume j de la géométrie d'étude sur lequel est calculée une fraction liquide $x_{liq,j}$. Cette masse fondue est calculée en utilisant (**Eq. 2.13**) :

$$m_{liq} = \sum_j m_j x_{liq,j} \quad (2.13)$$

- La température moyenne de la cavité fondue en utilisant les grandeurs précédentes (**Eq. 2.14**) :

$$T_{cavité} = \frac{\sum_j C_{p,j} T_j}{\sum_j C_{p,j}} \quad (2.14)$$

2.6 Modélisation de l'ébullition du sodium

Lors d'une excursion de puissance, la propagation d'un front d'ébullition dans une géométrie « monocanale »¹² est essentiellement gouvernée par l'échauffement des matériaux de la section d'essai étant donné que l'énergie évacuée par convection par le sodium s'avère être très inférieure à l'énergie stockée dans les structures de la section d'essai [16], [17]. Pour le démontrer, il convient de comparer l'énergie injectée dans l'aiguille et l'énergie qui est évacuée par le sodium pendant le temps d'injection de la puissance. Cette dernière peut être estimée avec un bilan enthalpique en prenant une température du sodium élevée (maximisant ainsi l'énergie évacuée), le débit initial dans la section d'essai et la durée de l'injection de puissance. La **Table 2.3** ci-dessous présente la comparaison de ces deux grandeurs pour les différents essais CESAR-TR avec occurrence de l'ébullition du sodium (TR3 à TR7) calculées à l'aide des données de la **Table 2.1**.

ESSAI	Énergie injectée dans l'aiguille (kJ)	Énergie évacuée par le sodium (1173K) (kJ)	Rapport Energie évacuée par le sodium/Énergie injectée dans l'aiguille (%)
TR3	126	19	15
TR4	230	14	6,1
TR5	135	7,5	5,6
TR6	117	19	16
TR7	240	22	9,3

Table 2.3 : Comparaison entre l'énergie injectée dans l'aiguille de la section d'essai CESAR et l'énergie évacuée par le sodium pendant les essais CESAR-TR3 à TR7.

La résolution de l'équation de conservation de la quantité de mouvement dans le canal est donc inutile car les effets des variations de débit des deux phases du sodium pendant

¹² Un élément chauffant unique représentatif d'un assemblage ou du cœur du réacteur.

le développement de l'ébullition (pertes de charges¹³ diphasiques) sur la distribution de température dans les différents matériaux et dans le sodium seront du second ordre par rapport aux effets des transferts radiaux de chaleur par conduction. Afin de renforcer la validité de l'hypothèse précédente, des simulations réalisées avec le logiciel CASPAR [16] utilisant le débit mesuré pendant l'expérience comme donnée d'entrée n'amélioreraient pas (ou peu) l'écart calcul-expérience sur les courbes de vidange [16]. Ce point est illustré sur la **Figure 2.14** où les tracés en pointillés correspondent aux relevés expérimentaux et les différents traits pleins correspondent aux résultats de simulations CASPAR, obtenus en utilisant :

- Une température de saturation du sodium constante et un débit constant égal au débit initial (tracés marqués par des « o »).
- Une température de saturation du sodium constante et un débit variable correspondant au débit mesuré pendant l'essai (tracés marqués par des « x »).
- Une température de saturation du sodium dépendante de sa pression (mesurée pendant l'essai) et un débit variable correspondant au débit mesuré pendant l'essai (tracés marqués par des « Δ »).

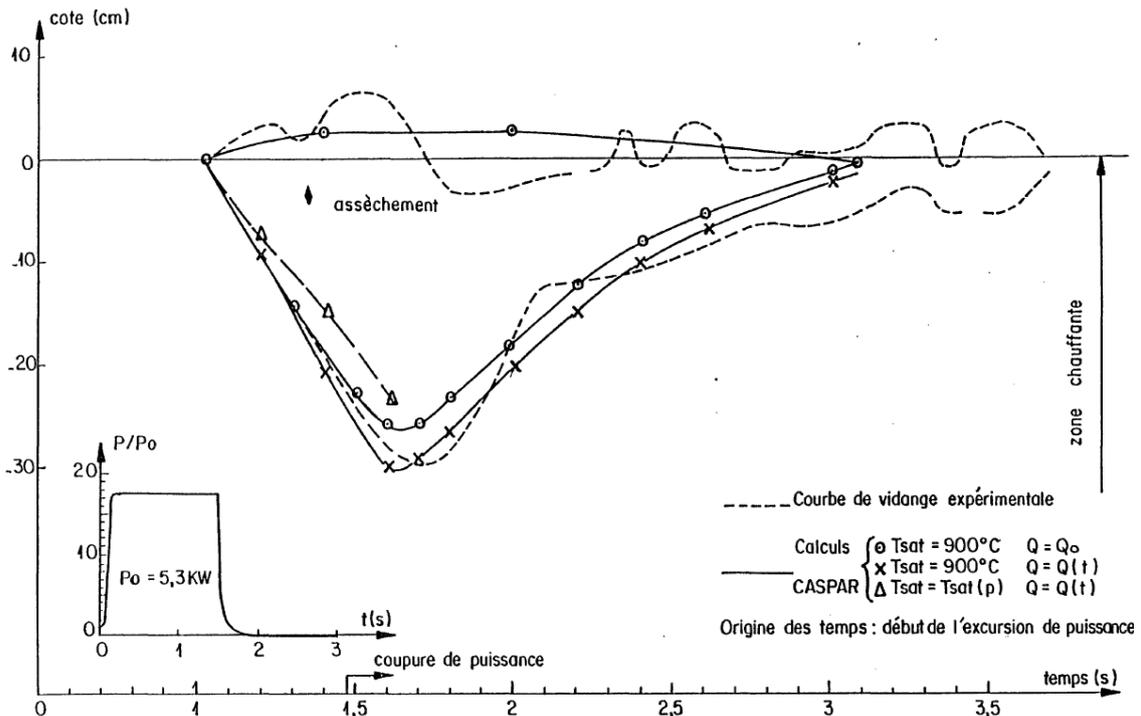


Figure 2.14 : Courbe de vidange essai CESAR-TR5, comparaisons calcul-expérience avec le logiciel CASPAR. [16]

Afin de pouvoir proposer un modèle pour traiter l'ébullition du sodium, il convient de s'intéresser à quelques éléments généraux sur la thermohydraulique diphasique du sodium. Lorsque l'écoulement du sodium est monophasique liquide, le coefficient d'échange convectif est très élevé (de l'ordre de $10^5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) quelle que soit la corrélation utilisée le terme

¹³ Dissipation de l'énergie mécanique du sodium en mouvement par frottement entre les deux phases pour un écoulement diphasique.

conductif du nombre de Nusselt¹⁴ est dominant [18]. En conséquence, l'écart de température entre la surface de la gaine et le sodium est faible (inférieure à 10K). Il a par ailleurs été démontré [16] qu'en écoulement diphasique, tant que l'assèchement n'est pas atteint, le coefficient d'échange convectif reste très élevé. Ce constat s'appuie sur des observations expérimentales montrant que lorsqu'une bulle de vapeur se forme dans un canal, elle est alimentée en vapeur par le sodium liquide environnant dans le canal. Ces observations ont montré que cette alimentation en vapeur aux interfaces liquide-vapeur supérieure et inférieure de la bulle est toutefois insuffisante pour expliquer l'expansion de cette bulle. Il a donc été conclu qu'il existe un film liquide entre la bulle et les parois dont l'évaporation progressive alimente la bulle en vapeur [16]. C'est ce film liquide qui en écoulement diphasique permet de conserver un coefficient d'échange convectif élevé, il n'y a donc pas besoin de faire appel à une corrélation d'échange de chaleur diphasique spécifique. Lorsque l'assèchement est atteint, le coefficient d'échange convectif chute brusquement à des valeurs très faibles [16], correspondantes à l'évaporation totale du film liquide en paroi.

Cette phénoménologie particulière d'un écoulement sodium diphasique permet de modéliser simplement l'apparition et le développement de l'ébullition du sodium. Lorsque la température de saturation du sodium est atteinte, sa température est prise égale à la température de saturation soit environ 1100 K. Le coefficient d'échange convectif est maintenu égal à celui d'un écoulement monophasique calculé avec la corrélation de Lyon-Martinelli [18]. L'équation de conservation de l'énergie du sodium (2.3') permet de calculer l'évolution axiale de son enthalpie moyenne. En écoulement diphasique, cette évolution d'enthalpie est calculée en supposant que l'écoulement reste liquide, cette approche étant suffisante pour retrouver l'évolution des fronts d'ébullition des essais CESAR-TR. Finalement, le calcul de l'enthalpie du sodium permet d'accéder à un titre thermodynamique x_{th} [sans unité] (Eq. 2.15) :

$$x_{th} = \frac{H - H_{lsat}}{L_{vap}} \quad (2.15)$$

Avec :

H_{lsat} : Enthalpie massique du liquide à la saturation [J.kg⁻¹].

L_{vap} : Chaleur latente massique de vaporisation du sodium [J.kg⁻¹].

Lorsque ce titre thermodynamique précédent dépasse un seuil x_0 les coefficients d'échange gaine-sodium et sodium-tube sont annulés.

Étant donné que le taux d'expansion volumique du sodium (rapport entre la densité liquide et la densité vapeur, sans unité) est très important (de l'ordre de 2700 à 1100 K), x_0 reste relativement faible. Il a été évalué expérimentalement entre 0,1 et 0,2 (cf. Table 2.4) [16].

¹⁴ Le coefficient d'échange convectif en monophasique liquide est proportionnel au nombre de Nusselt qui a deux composantes : une composante de conduction (constante) et une composante de convection (dépendant du nombre de Reynolds).

Essai	Titre à l'assèchement calculé
TR3	0,1
TR5	0,11
TR6	0,15

Table 2.4 : Titre à l'assèchement calculé par CASPAR après les essais CESAR-TR avec la méthode décrite dans le texte [16].

La **Table 2.4** ne présente pas de valeurs de titres calculés pour les essais TR1, TR2 car ces essais ne présentaient pas d'ébullition (il s'agit de tests préliminaires). De même, elle ne précise pas les valeurs des titres calculés pour les essais TR4, TR7 car l'élément chauffant a été détruit avant que l'assèchement ne puisse être détecté.

Ces différents paragraphes ont permis de présenter l'ensemble des modèles nécessaires pour couvrir les phénomènes thermiques ayant lieu lors d'une excursion de puissance. Afin de pouvoir valider leur utilisation, les essais CESAR-TR et certains essais CABRI ont été modélisés. Les prochains paragraphes détaillent la modélisation de ces essais hors-pile et en-pile. Les sections d'essais correspondantes étant différentes, la modélisation des essais CESAR-TR et CABRI est présentée séparément. La méthode numérique utilisée pour calculer le champ de températures en tout point de la géométrie est présentée ensuite.

2.7 Modélisation des essais hors-pile CESAR

2.7.1 Géométrie CESAR

La section d'essai CESAR est composée radialement dans sa partie chauffante, et en partant de l'axe central, d'une première épaisseur de nitrure de bore, de fils chauffants, d'une seconde épaisseur de nitrure de bore, d'une gaine, d'un caloporteur sodium avec un écoulement annulaire, d'un tube extérieur (cf. **Figure 2.7**) ainsi que d'un matériau isolant thermique. La partie non chauffante est identique à l'exception des fils chauffants qui sont par du nitrure de bore. Pour la suite de l'exposé, la notation des indices des grandeurs physiques employée est la suivante : « NB » pour le nitrure de bore, « fil » pour les fils chauffants, « g » pour la gaine, « Na » pour le sodium et « p » pour le tube en acier (sauf pour la capacité calorifique C_p).

2.7.2 Simplification du bilan d'énergie dans les matériaux solides

Les hypothèses suivantes sont faites afin de simplifier le bilan d'énergie (2) :

- Par symétrie, le champ de températures dans tous les matériaux est supposé invariant par rotation. Donc le champ de températures ne dépend pas d'une composante angulaire : $T(r, \theta, z) = T(r, z)$.

Les fils chauffants ont une géométrie 3D. Ces fils discrets (au nombre de 8) sont ramenés à une couronne axisymétrique dont la section est égale à la section

totale des fils (cf. **Figure 2.7**). Par ailleurs, il a été vérifié que cette approximation est valable par comparaison entre des calculs 1D et 2D [16].

- La conduction thermique axiale est négligée. Cette hypothèse est justifiée à travers une analyse des temps caractéristiques de conduction axiale qui sont supérieurs à la durée d'un essai CESAR-TR (environ 1 seconde). Ce temps caractéristique $\tau_{\text{conduction axiale}}$ [s] est calculé comme suit (**Eq. 2.16**) :

$$\tau_{\text{conduction axiale}} = \frac{L^2}{D} \quad (2.16)$$

Avec :

L : Distance caractéristique de conduction. [m]

D : Diffusivité thermique du milieu. [m².s⁻¹]

La distance caractéristique L doit correspondre à la distance pour laquelle le gradient thermique axial est important. En pratique, elle est prise égale à quelques centimètres.

Le calcul de ce temps caractéristique est présenté dans la **Table 2.5**.

Milieu solide	Nitrure de bore	Gaine	Fils	Boitier
D (m ² .s ⁻¹)	~10 ⁻⁵	~10 ⁻⁵	~10 ⁻⁵	~10 ⁻⁵
$\tau_{\text{conduction axiale}}$ (s)	~10 ²	~10 ²	~10 ²	~10 ²

Table 2.5 : Calcul des temps caractéristiques de conduction axiale dans les matériaux solides de la section d'essai CESAR.

- La chaleur spécifique C_p , la densité ρ et la conductivité thermique k des matériaux solides ne dépendent que de la température T.
- La gaine, le nitrure de bore et le boitier ne sont pas soumis à un dégagement de puissance.

L'ensemble des hypothèses précédentes permet de simplifier le bilan d'énergie (2.2) dans les milieux solides :

Fils chauffants :

$$\rho_{\text{fil}} C_{p,\text{fil}} \frac{\partial T_{\text{fil}}}{\partial t} = k_{\text{fil}} \frac{1}{r_{\text{fil}}} \left(\frac{\partial T_{\text{fil}}}{\partial r_{\text{fil}}} \right) + k_{\text{fil}} \left(\frac{\partial^2 T_{\text{fil}}}{\partial r_{\text{fil}}^2} \right) + \frac{\partial k_{\text{fil}}}{\partial r_{\text{fil}}} \frac{\partial T_{\text{fil}}}{\partial r_{\text{fil}}} + q''' \quad (2.17)$$

Nitrure de bore :

$$\rho_{\text{NB}} C_{p,\text{NB}} \frac{\partial T_{\text{NB}}}{\partial t} = k_{\text{NB}} \frac{1}{r_{\text{NB}}} \left(\frac{\partial T_{\text{NB}}}{\partial r_{\text{NB}}} \right) + k_{\text{NB}} \left(\frac{\partial^2 T_{\text{NB}}}{\partial r_{\text{NB}}^2} \right) + \frac{\partial k_{\text{NB}}}{\partial r_{\text{NB}}} \frac{\partial T_{\text{NB}}}{\partial r_{\text{NB}}} \quad (2.18)$$

Gaine :

$$\rho_g C_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial t} = k_g \frac{1}{r_g} \left(\frac{\partial T_g}{\partial r_g} \right) + k_g \left(\frac{\partial^2 T_g}{\partial r_g^2} \right) + \frac{\partial k_g}{\partial r_g} \frac{\partial T_g}{\partial r_g} \quad (2.19)$$

Tube :

$$\rho_p C_{p,p} \frac{\partial T_p}{\partial t} = k_p \frac{1}{r_p} \left(\frac{\partial T_p}{\partial r_p} \right) + k_p \left(\frac{\partial^2 T_p}{\partial r_p^2} \right) + \frac{\partial k_p}{\partial r_p} \frac{\partial T_p}{\partial r_p} \quad (2.20)$$

2.7.3 Conditions aux limites

2.7.3.1 Conditions aux limites radiales

Radialement, l'aiguille chauffante de la section d'essai CESAR est une succession de matériaux solides juxtaposés. Par conséquent, des conditions de continuité du flux de chaleur et de températures aux différentes interfaces s'appliquent (nitrure de bore – fils chauffant, fils chauffant – nitrure de bore, nitrure de bore – gaine).

Afin de ne pas surcharger le texte, une formulation générique de la condition de continuité du flux s'écrit à l'interface entre un solide 1 et un solide 2 :

$$-k_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial r} \right|_{\text{interface solide-solide}} = -k_2 \left. \frac{\partial T_2}{\partial r} \right|_{\text{interface solide-solide}} \quad (2.21)$$

La section d'essai présente également deux interfaces sodium-solide (une interface gaine-sodium et une interface sodium-tube). La condition de continuité s'écrit dans ce cas :

$$-k_{\text{solide}} \left. \frac{\partial T_{\text{solide}}}{\partial r} \right|_{\text{interface solide-fluide}} = h_{\text{conv}}(T_{\text{solide}} - T_{\text{Na}}) \quad (2.22)$$

De plus, la condition de symétrie au centre de l'élément chauffant s'écrit :

$$-k_{\text{NB}} \left. \frac{\partial T_{\text{NB}}}{\partial r} \right|_{r=0} = 0 \quad (2.23)$$

Enfin, le tube étant isolé thermiquement, le flux de chaleur est nul sur sa face externe :

$$-k_p \left. \frac{\partial T_p}{\partial r} \right|_{\text{face externe}} = 0 \quad (2.24)$$

2.7.3.2 Conditions aux limites axiales

Axialement, seule la température d'entrée du sodium dans la section d'essai est imposée :

$$T_{\text{Na}}(z = 0) = T_{\text{entree}} \quad (2.25)$$

2.7.4 Conditions initiales

La distribution axiale de puissance en régime permanent, le débit du sodium et la température d'entrée du sodium sont directement tirés des rapports d'essais.

2.7.5 Schéma de discrétisation

Les équations du modèle et les conditions aux limites étant connues, il faut à présent résoudre le problème numériquement. Ce paragraphe présente à présent les choix de discrétisation pour chaque milieu dont on veut connaître le champ de températures.

Discrétisation radiale

- L'élément chauffant dans CESAR est maillé radialement afin de reproduire correctement le gradient thermique dans l'aiguille et prendre également en compte le stockage d'énergie dans les structures.

- Le tube extérieur (enveloppe) est maillé radialement. Ce choix est motivé avec une analyse du nombre de Biot correspondant :

$$Bi = \frac{h_{conv}L_c}{k_p} = \frac{10^5 \cdot (3 \cdot 10^{-3} / 2)}{3 \cdot 10^{-1}} = 500 \gg 1 \quad (2.26)$$

Avec :

L_c : Longueur caractéristique du tube (rayon/2) [m].

Le nombre de Biot étant supérieur à 1, les gradients de température ne sont pas négligeables dans la paroi et donc sa température ne peut pas être considérée comme uniforme. Il faut donc mailler la paroi.

De plus, le temps caractéristique de conduction radiale dans le tube est de l'ordre de la seconde. La distribution radiale de température dans le tube n'a donc pas le temps de s'établir pendant la durée du transitoire de puissance (1 seconde également) et il faut donc prendre en compte la conduction transitoire dans l'épaisseur du tube.

Discrétisation axiale

Toute la section d'essai est discrétisée axialement en fonction des données disponibles pour le terme source (distribution axiale de puissance).

Le maillage utilisé est un maillage 2D (r, z) illustré sur la **Figure 2.15**.

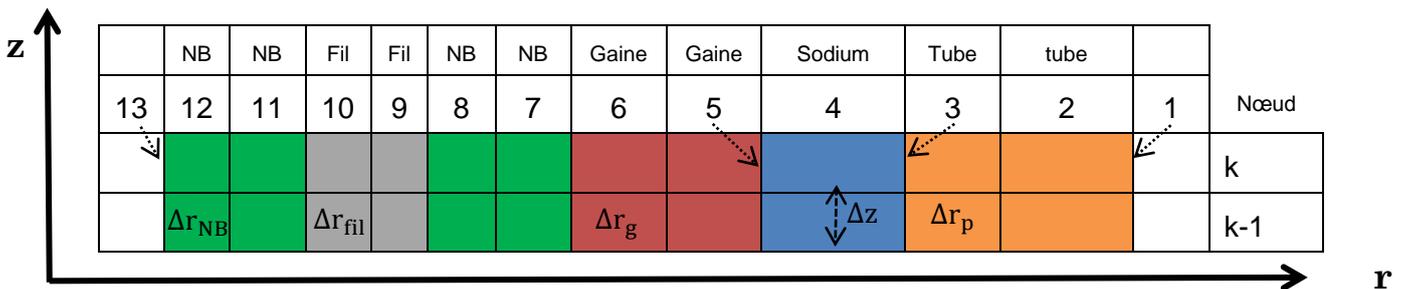


Figure 2.15 : Maillages radial et axial simplifiés pour la modélisation de la section d'essai CESAR.

Les nœuds de calcul correspondent aux interfaces entre deux mailles (sauf pour le sodium) et non au centre des mailles. Ce choix est motivé par la nécessité de calculer les flux aux interfaces entre les différents milieux qui font intervenir les températures aux interfaces. De plus, le nœud de calcul est placé à mi-hauteur de maille.

Le maillage présenté sur la **Figure 2.15** ci-dessus est un maillage simplifié (3 nœuds de calcul pour chacun des matériaux solides et 2 mailles axiales). En pratique, une étude de convergence en maillage a été effectuée et a permis de retenir 10 mailles radiales pour les fils chauffants, 5 pour les autres matériaux solides et 20 mailles axiales (10 pour la partie chauffante, 10 pour la partie non chauffante).

Le paragraphe suivant présente, de la même manière, comment sont modélisés les essais CABRI.

2.8 Modélisation des essais en-pile CABRI

Pour cette modélisation, de nombreux points sont identiques avec la modélisation adoptée pour la section d'essai CESAR. Dans ce paragraphe, seules les différences avec la modélisation précédente sont exposées.

2.8.1 Géométrie CABRI

La section d'essai CABRI est composée radialement de combustible nucléaire, d'un jeu pastille-gaine, d'une gaine, d'un caloporteur sodium présentant un écoulement annulaire et d'un tube externe (*wrapper*) (cf. **Figure 2.16**). Pour la suite de l'exposé, la notation des indices des grandeurs physiques employé est le suivant : « c » pour le combustible, « g » pour la gaine, « Na » pour le sodium et « p » pour le tube en niobium (sauf pour la capacité calorifique C_p).

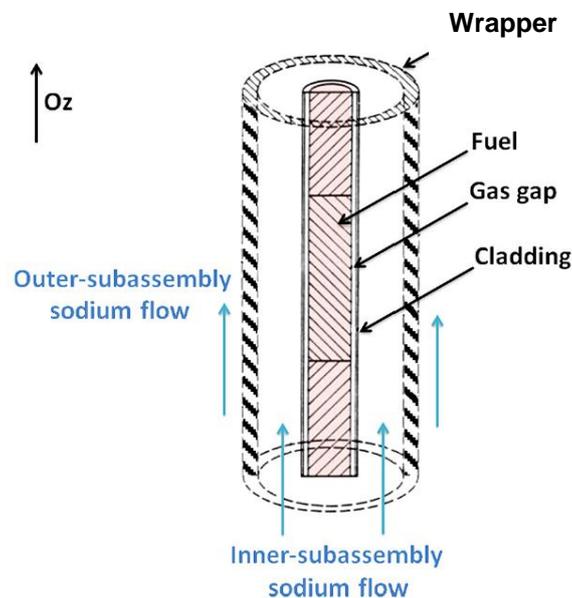


Figure 2.16 : Géométrie de la section d'essai CABRI. [3]

2.8.2 Simplification du bilan d'énergie dans les matériaux solides

Les hypothèses suivantes sont utilisées afin de simplifier le bilan d'énergie (2) :

- Par symétrie, le champ de températures dans tous les matériaux est supposé invariant par rotation donc le champ de températures ne dépend pas d'une composante angulaire : $T(r, \theta, z) = T(r, z)$.
- La conduction thermique axiale est négligée. Une synthèse du calcul du temps caractéristique de conduction axiale est présentée dans la **Table 2.6** et justifie cette hypothèse.
- Cette analyse permet d'éliminer la composante axiale du champ de températures dans tous les milieux solides : $T(r, z) = T(r)$.
- La chaleur spécifique C_p , la densité ρ et la conductivité thermique k des matériaux solides ne dépendent que de la température T .
- La gaine et le tube ne sont pas soumis à un dégagement de puissance.

Milieu solide	Combustible	Gaine	Tube
$D \text{ (m}^2 \cdot \text{s}^{-1}\text{)}$	$\sim 10^{-6}$	$\sim 10^{-5}$	$\sim 10^{-5}$
$\tau_{\text{conduction axiale}} \text{ (s)}$	$\sim 10^2$	$\sim 10^2$	$\sim 10^2$

Table 2.6 : Calcul des temps caractéristiques de conduction axiale dans les matériaux solides de la section d'essai CABRI.

L'ensemble des hypothèses précédentes permet de simplifier le bilan d'énergie (2.2) dans les milieux solides de la même façon que pour la modélisation des essais CESAR :

Combustible :

$$\rho_c C_{p,c} \frac{\partial T_c}{\partial t} = k_c \frac{1}{r_c} \left(\frac{\partial T_c}{\partial r_c} \right) + k_c \left(\frac{\partial^2 T_c}{\partial r_c^2} \right) + \frac{\partial k_c}{\partial r_c} \frac{\partial T_c}{\partial r_c} + q''' \quad (2.27)$$

Gaine :

$$\rho_g C_{p,g} \frac{\partial T_g}{\partial t} = k_g \frac{1}{r_g} \left(\frac{\partial T_g}{\partial r_g} \right) + k_g \left(\frac{\partial^2 T_g}{\partial r_g^2} \right) + \frac{\partial k_g}{\partial r_g} \frac{\partial T_g}{\partial r_g} \quad (2.28)$$

Tube :

$$\rho_p C_{p,p} \frac{\partial T_p}{\partial t} = k_p \frac{1}{r_p} \left(\frac{\partial T_p}{\partial r_p} \right) + k_p \left(\frac{\partial^2 T_p}{\partial r_p^2} \right) + \frac{\partial k_p}{\partial r_p} \frac{\partial T_p}{\partial r_p} \quad (2.29)$$

2.8.3 Conditions aux limites

2.8.3.1 Conditions aux limites radiales

Radialement, la section d'essai CABRI ne présente pas de succession de matériaux solides, mais des interfaces solide-jeu pastille-gaine et des interfaces solide-sodium liquide. La condition de continuité à l'interface solide-fluide est rappelée :

$$-k_{\text{solide}} \left. \frac{\partial T_{\text{solide}}}{\partial r} \right|_{\text{interface solide-fluide}} = h_{\text{conv}} (T_{\text{solide}} - T_{\text{Na}})$$

La condition de continuité à l'interface solide-jeu pastille gaine s'écrit de manière analogue :

$$-k_{\text{solide}} \left. \frac{\partial T_{\text{solide}}}{\partial r} \right|_{\text{interface solide-jeu}} = h_{\text{jeu}} \Delta T_{\text{jeu}} \quad (2.30)$$

Avec :

h_{jeu} : Coefficient d'échange pastille-gaine [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$]

ΔT_{jeu} : Différence de température dans le jeu (différence entre la température de la face externe du combustible et la face interne de la gaine). [K]

De plus, la condition de symétrie au centre du combustible s'écrit :

$$-k_c \left. \frac{\partial T_c}{\partial r} \right|_{\text{rayon interne}} = 0 \quad (2.31)$$

Enfin, le tube étant isolé thermiquement, le flux de chaleur est nul à sa face externe :

$$-k_p \left. \frac{\partial T_p}{\partial r} \right|_{\text{face externe}} = 0$$

2.8.3.2 Conditions aux limites axiales

Axialement, seule la température d'entrée du sodium dans la section d'essai est imposée :

$$T_{\text{Na}}(z = 0) = T_{\text{entree}}$$

2.8.1 Conditions initiales

La distribution axiale de puissance en régime permanent, le débit du sodium et la température d'entrée du sodium sont directement tirés des rapports d'essais.

2.8.2 Traitement du coefficient d'échange pastille-gaine

Contrairement au coefficient d'échange convectif, qui peut être calculé analytiquement avec une corrélation, le coefficient d'échange pastille-gaine est obtenu grâce à un calcul de pré-irradiation. Ce coefficient prend en compte les composantes de conduction, de rayonnement et de convection dans le jeu pastille-gaine. En pratique, sa valeur en début de transitoire est obtenue grâce à un calcul GERMINAL [19] qui est un logiciel développé au CEA et qui est dédié à l'étude du comportement thermique, thermomécanique et physico-chimique du combustible RNR-Na lors d'une irradiation. La phénoménologie du transitoire met en jeu un phénomène de fermeture de jeu (dilatation thermique, gonflement, fluage, cf. **Chapitre 3**) qui modifie la valeur de ce coefficient d'échange. Cependant, en s'intéressant au temps caractéristique de conduction radial dans le combustible (en considérant une distance caractéristique de 0,5 cm correspondant au rayon d'une pastille combustible), il est de l'ordre de la seconde, soit du même ordre de grandeur que la durée du transitoire. L'énergie dissipée dans le combustible n'aura donc pas le temps d'être efficacement évacuée radialement par conduction. Par conséquent, l'évolution du profil radial de températures dans la pastille combustible devrait être peu sensible à cette variation de coefficient d'échange dans le jeu, il n'est donc pas nécessaire, en première approche, de prendre en compte l'évolution du coefficient d'échange pastille-gaine pendant le transitoire. Il est par contre nécessaire de bien connaître sa valeur en début de transitoire afin de reproduire correctement la distribution de températures dans l'aiguille à l'instant initial.

Cette hypothèse est valide tant que le temps caractéristique de conduction radial dans le combustible est inférieur ou du même ordre de grandeur que la durée du transitoire. Pour des excursions de puissance durant plusieurs secondes ou plusieurs dizaines de secondes (rampes de puissance), l'évolution du profil radial de température dans la pastille combustible (et donc aussi dans la gaine et dans le sodium) sera sensible à cette évolution de coefficient d'échange. Une illustration de cet effet est présentée et discutée au **Chapitre 4**.

2.8.3 Schéma de discrétisation

Ce paragraphe présente à présent les choix de discrétisation pour chaque milieu dont on veut connaître le champ de températures.

Discrétisation radiale

- Le combustible est maillé radialement afin de reproduire le gradient thermique radial dans la pastille et prendre en compte le stockage d'énergie dans la pastille. Durant une excursion de puissance, l'énergie produite par le combustible n'a pas le temps d'être évacuée jusqu'à la gaine (justifié par le calcul du temps caractéristique de conduction radiale).
- La gaine est maillée radialement pour des raisons liées à la modélisation de sa thermomécanique. La modélisation de sa rupture nécessite en effet de connaître finement le champ de températures dans son épaisseur. Ce point sera détaillé au **Chapitre 3**.
- La paroi extérieure est maillée. Ce choix est motivé sur la base d'une analyse du nombre de Biot correspondant à la paroi, qui est supérieur à 1 :

$$Bi = \frac{h_{conv}L_c}{k_p} = \frac{10^5 \cdot 10^{-3}}{10} = 10 \gg 1$$

De même que pour la section d'essai CESAR, le temps caractéristique de conduction radiale dans le tube est du même ordre de grandeur que la durée du transitoire de puissance. La distribution radiale de température dans le tube n'a pas le temps de s'établir, d'où l'intérêt de mailler la paroi.

Discrétisation axiale

Toute la section d'essai est discrétisée axialement en fonction des données disponibles pour le terme source (distribution axiale de puissance).

Le maillage utilisé est un maillage 2D (r, z) illustré sur la **Figure 2.17**.

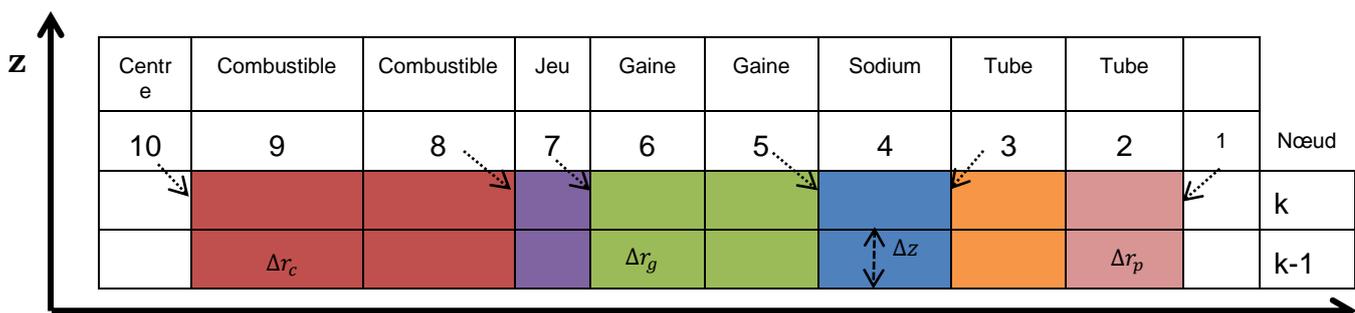


Figure 2.17 : Maillages radial et axial simplifiés pour la modélisation de la section d'essai CABRI. **r**

Les nœuds de calcul correspondent aux interfaces entre deux mailles et non au centre des mailles. Ce choix est motivé par la nécessité de calculer les flux aux interfaces entre les différents milieux qui font intervenir les températures aux interfaces.

Le maillage présenté sur la **Figure 2.17** ci-dessus est un maillage simplifié (3 nœuds de calcul pour chacun des matériaux solides et 2 mailles axiales), en pratique, une étude de

convergence en maillage a été effectuée et a permis de retenir 30 mailles radiales pour le combustible et 5 pour les autres matériaux solides. Le maillage axial comprend entre 40 et 45 mailles.

2.9 Méthode numérique

Ce paragraphe présente la méthode numérique utilisée afin de résoudre les équations présentées précédemment. Cette méthode numérique est une méthode des volumes finis 1D Euler implicite permettant de coupler le bilan d'énergie dans les structures et le bilan d'énergie dans le fluide. Elle s'inspire de la méthode élaborée pour le développement du logiciel CASPAR [20].

2.9.1 Notation

Une grandeur physique $u(r, t)$ avec :

- $r = i\Delta r, i \in \mathbb{Z}$
- $t = j\Delta t, j \in \mathbb{Z}$

est notée u_i^j . D'où :

- $u(r + \Delta r, t) = u_{i+1}^j$
- $u(r, t + \Delta t) = u_i^{j+1}$
- $u(r + \Delta r, t + \Delta t) = u_{i+1}^{j+1}$

2.9.2 Méthode des volumes finis 1D (différences finies)

Cette méthode de discrétisation repose sur les développements de Taylor [21] :

$$u(r + \Delta r, t) = u(r, t) + \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right) \Delta r + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}\right) \frac{\Delta r^2}{2!} + \dots \quad (2.32)$$

$$u(r - \Delta r, t) = u(r, t) - \left(\frac{\partial u}{\partial r}\right) \Delta r + \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}\right) \frac{\Delta r^2}{2!} + \dots \quad (2.33)$$

Ces équations permettent d'approcher la dérivée première et la dérivée seconde de u .

La différence des deux équations précédentes (2.33)-(2.32) permet d'obtenir une approximation de la dérivée première « centrée » :

$$\left(\frac{\partial u}{\partial r}\right)_{i,j} = \frac{u_{i+1}^j - u_{i-1}^j}{2\Delta r} \quad (2.34)$$

La somme (2.32)+(2.33) permet d'obtenir une approximation de la dérivée seconde :

$$\left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2}\right)_{i,j} = \frac{u_{i+1}^j - 2u_i^j + u_{i-1}^j}{\Delta r^2} \quad (2.35)$$

2.9.3 Notion de schéma numérique implicite

Les différents bilans d'énergie sont des équations faisant intervenir à la fois des dérivées temporelles et spatiales. Elles peuvent s'écrire de plusieurs façons :

$$u_i^{j+1} = u_i^j + \Delta t f(u_{i-1}^j, u_i^j, u_{i+1}^j)$$

$$u_i^{j+1} = u_i^j + \Delta t f(u_{i-1}^{j+1}, u_i^{j+1}, u_{i+1}^{j+1})$$

La première expression permet de calculer l'inconnue u_i^{j+1} à partir des données du pas de temps j , qui sont connues. La résolution est donc directe, c'est la méthode explicite. Le schéma numérique correspondant est stable sous conditions.

La seconde expression permet de calculer l'inconnue u_i^{j+1} à partir des données du pas de temps $j+1$, qui sont inconnues, c'est la méthode implicite. Le schéma numérique correspondant est inconditionnellement stable.

La méthode implicite est retenue de par son caractère inconditionnellement stable, cela permet de s'affranchir d'une contrainte sur le pas de temps. Les transitoires d'excursion de puissance font intervenir de fortes variations du terme source, nécessitant un schéma numérique particulièrement robuste. De plus, une méthode explicite a été implémentée, mais elle ne permettait pas d'obtenir des résultats précis et convergés pour des pas de temps raisonnables (temps de calcul trop long).

2.10 Calcul du champ de températures

À l'aide de la méthode numérique énoncée au paragraphe précédent, les équations établies pour calculer le champ de températures dans les différents milieux solides et le sodium peuvent être discrétisées et résolues. Les paragraphes suivants présentent les équations discrétisées obtenues pour chacune des géométries d'étude.

2.10.1 Équations discrétisées pour le calcul du champ de températures pour les essais CESAR-TR

Afin de simplifier la lecture du texte, les équations discrétisées correspondant au maillage simplifié présenté sur la **Figure 2.15** seront écrites pour une maille axiale k .

Remarque sur la notation : La conductivité thermique, la densité, la chaleur spécifique, la diffusivité et les coefficients d'échanges sont des grandeurs qui dépendent de la température qui elle-même dépend du temps. En toute rigueur, la diffusivité thermique du nitrure de bore à l'instant $t + \Delta t$ au nœud i devrait par exemple s'écrire $D_{NB}(T_i^{j+1})$. Afin d'alléger la notation, elle sera simplement notée $(D_{NB})_i^{j+1}$. Cette notation est prise pour toutes les grandeurs citées ci-dessus. L'évolution de ces propriétés thermophysiques pendant le transitoire est prise en compte et est traitée implicitement grâce à une boucle de convergence.

Nœud 13 (discrétisation de l'équation **2.23**) :

$$-\frac{(k_{NB})_{13}^{j+1}}{\Delta r_{NB}} T_{13}^{j+1} + \frac{(k_{NB})_{13}^{j+1}}{\Delta r_{NB}} T_{12}^{j+1} = 0$$

Nœud 12 (discrétisation de l'équation **2.18**) :

$$T_{13}^{j+1} \left[\frac{(D_{NB})_{12}^{j+1}}{2r_{12}\Delta r_{NB}} - \frac{(D_{NB})_{12}^{j+1}}{\Delta r_{NB}^2} - \frac{(k_{NB})_{11}^{j+1} - (k_{NB})_{13}^{j+1}}{(\rho_{NB}C_{p,NB})_{12}^{j+1} \Delta r_{NB}^2} \right] + T_{12}^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_{NB})_5^{j+1} \frac{2}{\Delta r_{NB}^2} \right] - T_{11}^{j+1} \left[\frac{(D_{NB})_{12}^{j+1}}{2r_{12}\Delta r_{NB}} + \frac{(D_{NB})_{12}^{j+1}}{\Delta r_{NB}^2} - \frac{(k_{NB})_{11}^{j+1} - (k_{NB})_{13}^{j+1}}{(\rho_{fil}C_{p,fil})_{12}^{j+1} \Delta r_{NB}^2} \right] = T_{12}^j \frac{1}{\Delta t}$$

Nœud 11 (discrétisation de l'équation **2.21**) :

$$\frac{(k_{NB})_{12}^{j+1}}{\Delta r_{NB}} T_{12}^{j+1} - \left(\frac{(k_{NB})_{12}^{j+1}}{\Delta r_{NB}} + \frac{(k_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}} \right) T_{11}^{j+1} + \frac{(k_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}} T_{10}^{j+1} = 0$$

Nœud 10 (discrétisation de l'équation **2.17**) :

$$T_{11}^{j+1} \left[\frac{(D_{fil})_{10}^{j+1}}{2r_{10}\Delta r_{fil}} - \frac{(D_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}^2} - \frac{(k_{fil})_9^{j+1} - (k_{fil})_{11}^{j+1}}{(\rho_{fil}C_{p,fil})_{10}^{j+1} \Delta r_{fil}^2} \right] + T_{10}^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_{fil})_{10}^{j+1} \frac{2}{\Delta r_{fil}^2} \right] - T_9^{j+1} \left[\frac{(D_{fil})_{10}^{j+1}}{2r_{10}\Delta r_{fil}} + \frac{(D_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}^2} - \frac{(k_{fil})_9^{j+1} - (k_{fil})_{11}^{j+1}}{(\rho_{fil}C_{p,fil})_{10}^{j+1} \Delta r_{fil}^2} \right] = T_{10}^j \frac{1}{\Delta t} + \left(\frac{q'''}{\rho_{fil}C_{p,fil}} \right)_{10}^{j+1}$$

Nœud 9 (discrétisation de l'équation **2.21**) :

$$\frac{(k_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}} T_{10}^{j+1} - \left(\frac{(k_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}} + \frac{(k_{fil})_{10}^{j+1}}{\Delta r_{fil}} \right) T_9^{j+1} + \frac{(k_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}} T_8^{j+1} = 0$$

Nœud 8 (discrétisation de l'équation **2.18**) :

$$T_9^{j+1} \left[\frac{(D_{NB})_8^{j+1}}{2r_8\Delta r_{NB}} - \frac{(D_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}^2} - \frac{(k_{NB})_7^{j+1} - (k_{NB})_9^{j+1}}{(\rho_{NB}C_{p,NB})_8^{j+1} \Delta r_{NB}^2} \right] + T_8^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_{NB})_8^{j+1} \frac{2}{\Delta r_{NB}^2} \right] - T_7^{j+1} \left[\frac{(D_{NB})_8^{j+1}}{2r_8\Delta r_{NB}} + \frac{(D_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}^2} - \frac{(k_{NB})_7^{j+1} - (k_{NB})_9^{j+1}}{(\rho_{NB}C_{p,NB})_8^{j+1} \Delta r_{NB}^2} \right] = T_8^j \frac{1}{\Delta t}$$

Nœud 7 (discrétisation de l'équation **2.21**) :

$$\frac{(k_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}} T_8^{j+1} - \left(\frac{(k_{NB})_8^{j+1}}{\Delta r_{NB}} + \frac{(k_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g} \right) T_7^{j+1} + \frac{(k_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = 0$$

Nœud 6 (discrétisation de l'équation 2.19) :

$$T_7^{j+1} \left[\frac{(D_g)_6^{j+1}}{2r_6 \Delta r_g} - \frac{(D_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g^2} - \frac{(k_g)_{5}^{j+1} - (k_g)_{7}^{j+1}}{(\rho_g C_{p,g})_6^{j+1} \Delta r_g^2} \right] + T_6^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_g)_6^{j+1} \frac{2}{\Delta r_g^2} \right] - T_5^{j+1} \left[\frac{(D_g)_6^{j+1}}{2r_6 \Delta r_g} + \frac{(D_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g^2} - \frac{(k_g)_{5}^{j+1} - (k_g)_{7}^{j+1}}{(\rho_g C_{p,g})_6^{j+1} \Delta r_g^2} \right] = T_6^j \frac{1}{\Delta t}$$

Nœud 5 (sans ébullition) (discrétisation de l'équation 2.22) :

$$-h_{\text{conv}}^{j+1} T_4^{j+1} + \left(\frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_5^{j+1} - \frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = 0$$

(avec ébullition, sans assèchement) :

$$\left(\frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_5^{j+1} - \frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = h_{\text{conv}}^{j+1} T_{\text{Na,sat}}^{j+1}$$

(avec ébullition, avec assèchement) :

$$\frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} T_5^{j+1} - \frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = 0$$

Nœud 4 (sans ébullition) (discrétisation de l'équation 2.3') :

$$T_{4,k}^{j+1} \left[\frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} + h_{g,k}^{j+1} + h_{p,k}^{j+1} \right] - h_{g,k}^{j+1} T_5^{j+1} - h_{p,k}^{j+1} T_3^{j+1} = \frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} T_{4,k}^j + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} T_{4,k-1}^{j+1}$$

(avec ébullition, sans assèchement) :

$$T_{4,k}^{j+1} \left[\frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} + h_{g,k}^{j+1} + h_{p,k}^{j+1} \right] - h_{g,k}^{j+1} T_5^{j+1} - h_{p,k}^{j+1} T_3^{j+1} = \frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} T_{\text{Na,sat},k}^j + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} T_{4,k-1}^{j+1}$$

(avec ébullition, avec assèchement) :

$$T_{4,k}^{j+1} \left[\frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} \right] = \frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} T_{\text{Na,sat},k}^j + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} T_{4,k-1}^{j+1}$$

Nœud 3 (sans ébullition) (discrétisation de l'équation 2.22) :

$$-\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} + \left(\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_3^{j+1} - h_{\text{conv}}^{j+1} T_4^{j+1} = 0$$

(avec ébullition, sans assèchement) :

$$-\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} + \left(\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_3^{j+1} = h_{\text{conv}}^{j+1} T_{\text{Na,sat}}^{j+1}$$

(avec ébullition, avec assèchement) :

$$-\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} + \frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} T_3^{j+1} = 0$$

Nœud 2 (discrétisation de l'équation **2.20**) :

$$\begin{aligned} T_3^{j+1} \left[\frac{(D_p)_2^{j+1}}{2r_2 \Delta r_p} - \frac{(D_p)_2^{j+1}}{\Delta r_p^2} - \frac{(k_p)_1^{j+1} - (k_p)_3^{j+1}}{(\rho_p C_{p,p})_2^{j+1} \Delta r_p^2} \right] + T_2^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_p)_2^{j+1} \frac{2}{\Delta r_p^2} \right] \\ - T_1^{j+1} \left[\frac{(D_p)_2^{j+1}}{2r_2 \Delta r_p} + \frac{(D_p)_2^{j+1}}{\Delta r_p^2} - \frac{(k_p)_1^{j+1} - (k_p)_3^{j+1}}{(\rho_p C_{p,p})_2^{j+1} \Delta r_p^2} \right] \\ = T_2^j \frac{1}{\Delta t} \end{aligned}$$

Nœud 1 (discrétisation de l'équation **2.24**) :

$$-\frac{(k_p)_1^{j+1}}{\Delta r_p} T_1^{j+1} + \frac{(k_p)_1^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} = 0$$

Ce jeu de 13 équations à 13 inconnues ($T_{l,l \in [1;13]}$) forme un système linéaire tridiagonal qui peut s'écrire de la façon suivante :

$$\begin{bmatrix} b_{13} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ a_{12} & b_{12} & c_{12} & 0 & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \ddots & \ddots & \ddots & c_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_1 & b_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{13}^{j+1} \\ \vdots \\ T_1^{j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{13} \\ \vdots \\ d_1 \end{bmatrix}$$

Soit :

$$AT = B$$

2.10.2 Équations discrétisées pour le calcul du champ de températures des essais CABRI

Afin de simplifier la lecture du texte, les équations discrétisées correspondant au maillage simplifié présenté sur la **Figure 2.17** seront écrites dans une maille axiale k .

Nœud 10 (discrétisation de l'équation **2.31**) :

$$-\frac{(k_c)_{10}^{j+1}}{\Delta r_c} T_{10}^{j+1} + \frac{(k_c)_9^{j+1}}{\Delta r_c} T_9^{j+1} = 0$$

Nœud 9 (discrétisation de l'équation **2.27**) :

$$\begin{aligned} T_{10}^{j+1} \left[\frac{(D_c)_9^{j+1}}{2r_9 \Delta r_c} - \frac{(D_c)_9^{j+1}}{\Delta r_c^2} - \frac{(k_c)_9^{j+1} - (k_c)_{11}^{j+1}}{(\rho_c C_{p,c})_9^{j+1} \Delta r_c^2} \right] + T_9^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_c)_9^{j+1} \frac{2}{\Delta r_c^2} \right] \\ - T_8^{j+1} \left[\frac{(D_c)_9^{j+1}}{2r_9 \Delta r_c} + \frac{(D_c)_9^{j+1}}{\Delta r_c^2} - \frac{(k_c)_9^{j+1} - (k_c)_{11}^{j+1}}{(\rho_c C_{p,c})_9^{j+1} \Delta r_c^2} \right] \\ = T_9^j \frac{1}{\Delta t} + \left(\frac{q'''}{\rho_c C_{p,c}} \right)_9^{j+1} \end{aligned}$$

Nœud 8 (discrétisation de l'équation **2.30**) :

$$-h_{\text{jeu}}^{j+1} T_7^{j+1} + \left(\frac{(k_c)_8^{j+1}}{\Delta r_c} + h_{\text{jeu}}^{j+1} \right) T_8^{j+1} - \frac{(k_c)_8^{j+1}}{\Delta r_c} T_9^{j+1} = 0$$

Nœud 7 (discrétisation de l'équation **2.30**) :

$$h_{\text{jeu}}^{j+1} T_8^{j+1} - \left(\frac{(k_g)_7^{j+1}}{\Delta r_g} + h_{\text{jeu}}^{j+1} \right) T_7^{j+1} + \frac{(k_g)_7^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = 0$$

Nœud 6 (discrétisation de l'équation **2.28**) :

$$\begin{aligned} T_7^{j+1} \left[\frac{(D_g)_6^{j+1}}{2r_6 \Delta r_g} - \frac{(D_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g^2} - \frac{(k_g)_5^{j+1} - (k_g)_7^{j+1}}{(\rho_g C_{p,g})_6^{j+1} \Delta r_g^2} \right] + T_6^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_g)_6^{j+1} \frac{2}{\Delta r_g^2} \right] \\ - T_5^{j+1} (D_g)_6^{j+1} \left[\frac{(D_g)_6^{j+1}}{2r_6 \Delta r_g} + \frac{(D_g)_6^{j+1}}{\Delta r_g^2} - \frac{(k_g)_5^{j+1} - (k_g)_7^{j+1}}{(\rho_g C_{p,g})_6^{j+1} \Delta r_g^2} \right] = T_6^j \frac{1}{\Delta t} \end{aligned}$$

Nœud 5 (discrétisation de l'équation **2.22**) :

$$-h_{\text{conv}}^{j+1} T_4^{j+1} + \left(\frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_5^{j+1} - \frac{(k_g)_5^{j+1}}{\Delta r_g} T_6^{j+1} = 0$$

Nœud 4 (sans ébullition) (discrétisation de l'équation **2.3'**) :

$$T_{4,k}^{j+1} \left[\frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} + h_{g,k}^{j+1} + h_{p,k}^{j+1} \right] - h_{g,k}^{j+1} T_5^{j+1} - h_{p,k}^{j+1} T_3^{j+1} = \frac{\rho_k^{j+1}}{\Delta t} T_{4,k}^j + \frac{G_k^{j+1}}{\Delta z} T_{4,k-1}^{j+1}$$

Nœud 3 (sans ébullition) (discrétisation de l'équation **2.22**) :

$$-\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} + \left(\frac{(k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p} + h_{\text{conv}}^{j+1} \right) T_3^{j+1} - h_{\text{conv}}^{j+1} T_4^{j+1} = 0$$

Nœud 2 (discrétisation de l'équation **2.29**) :

$$\begin{aligned} T_3^{j+1}(D_p)_2^{j+1} \left[\frac{1}{2r_2\Delta r_p} - \frac{1}{\Delta r_p^2} - \frac{(k_p)_1^{j+1} - (k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p^2} \right] + T_2^{j+1} \left[\frac{1}{\Delta t} + (D_p)_2^{j+1} \frac{2}{\Delta r_p^2} \right] \\ - T_1^{j+1}(D_p)_2^{j+1} \left[\frac{1}{2r_2\Delta r_p} + \frac{1}{\Delta r_p^2} - \frac{(k_p)_1^{j+1} - (k_p)_3^{j+1}}{\Delta r_p^2} \right] \\ = T_2^j \frac{1}{\Delta t} \end{aligned}$$

Nœud 1 (discrétisation de l'équation **2.24**) :

$$-\frac{(k_p)_1^{j+1}}{\Delta r_p} T_1^{j+1} + \frac{(k_p)_1^{j+1}}{\Delta r_p} T_2^{j+1} = 0$$

Ce jeu de 10 équations à 10 inconnues ($T_{i,i \in [1;10]}$) forme également un système linéaire tridiagonal qui peut s'écrire de la façon suivante :

$$\begin{bmatrix} b_{10} & c_{10} & 0 & 0 & 0 \\ a_9 & b_9 & c_9 & 0 & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \ddots & \ddots & \ddots & c_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_1 & b_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{10}^{j+1} \\ \vdots \\ T_1^{j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_{10} \\ \vdots \\ d_1 \end{bmatrix}$$

Soit :

$$AT = B$$

2.10.3 Résolution du système matriciel

La mise en œuvre de la méthode Euler-implicite [21] permet d'établir un système matriciel tridiagonal. Afin de calculer le champ de températures maille axiale par maille axiale, l'inversion de ce système est nécessaire. L'algorithme de Thomas [22] a été choisi car particulièrement adapté aux systèmes linéaires tridiagonaux.

2.10.4 Éléments d'analyse numérique

Afin de contrôler la précision numérique de la méthode implémentée, deux indicateurs mathématiques sont utilisés.

Avant chaque inversion de matrice, le conditionnement κ de la matrice A est calculé. Il est défini, en utilisant la norme de Frobenius [21], comme étant la valeur absolue du rapport entre la plus grande et la plus petite valeur propre de A, notées respectivement λ_{\max} et λ_{\min} :

$$\kappa(A) = \left| \frac{\lambda_{\max}}{\lambda_{\min}} \right| \quad (2.36)$$

La valeur de κ doit être faible (typiquement proche de l'unité) au cours de la simulation. Si le conditionnement prend une valeur trop importante (de l'ordre de 10^2 et au-delà), une petite perturbation du second membre B peut induire des grandes variations de la solution obtenue.

Après chaque inversion de matrice, le résidu r défini par :

$$r = |B - AT| \quad (2.37)$$

est calculé afin de quantifier l'erreur numérique faite par inversion de la matrice. Ce résidu doit être suffisamment faible pour garantir un résultat précis.

Ce paragraphe conclue la modélisation de la thermique de la section d'essai CESAR et CABRI. Le paragraphe suivant présente la validation par rapport à des données expérimentales et par rapport à des outils de calculs scientifiques de référence de ces modèles.

2.11 Validation des modèles thermiques et thermohydraulique

La validation des modèles thermique et thermohydraulique d'OCARINa comporte 3 étapes :

- Une validation à effets séparés des modèles thermiques, thermohydraulique et du modèle d'assèchement avec une comparaison calcul-expérience de la propagation des fronts d'ébullition à partir des résultats des essais hors-pile CESAR.
- Une validation à effets séparés des modèles thermiques, thermohydraulique et du modèle de fusion du combustible avec une comparaison calcul-expérience des données issues des rapports d'essai CABRI (distribution axiale de températures sodium, fronts de fusion dans l'aiguille, évolution de la température du sodium en tête de colonne chauffante, masse fondue).
- Une validation intégrale avec une comparaison avec SIMMER-III des évolutions de masse fondue obtenues lors d'essais CABRI.

2.11.1 Validation à effets séparés d'OCARINa avec les essais CESAR-TR

Les rapports d'essais fournissent les relevés de la propagation des fronts d'ébullition pour les essais d'excursion de puissance et des relevés de thermocouples d'évolution de la température du sodium (et de l'élément chauffant) à différents instants et à différentes cotes. Les données expérimentales retenues pour la validation d'OCARINa sont :

- L'instant de début d'ébullition des essais TR3 à TR7 ;
- Les courbes de vidange des essais TR3 à TR7 (propagation des fronts d'ébullition) ;

Les relevés expérimentaux de la propagation des fronts d'ébullition ne présentent pas de barre d'erreurs, mais l'erreur sur la location des fronts d'ébullition ne dépasse pas quelques centimètres [16], ce qui représente une performance pour l'époque. Les thermocouples utilisés pour l'instrumentation de la section d'essai sont des thermocouples chromel-alumel (gamme d'utilisation théorique : 3-1700K) dont les plus courants ont une erreur standard d'environ 2 %, correspondant à +/- 10K dans la gamme 700-1000K. Pour les essais CESAR-TR, les thermocouples utilisés étaient des thermocouples dont l'erreur ne dépassait pas 0,5 %, soit +/-5 K.

L'absence de résultat au-delà de 0,5 s pour l'essai TR4 et au-delà de 1,5 s pour l'essai TR7 est expliquée par une destruction de l'élément chauffant pendant l'essai.

Les résultats de simulation obtenus pour la propagation des fronts d'ébullition (**Figure 2.18 à 2.22**) montrent un bon accord calcul-expérience (de l'ordre de quelques centimètres, correspondant aux erreurs de mesures) en regard des objectifs de l'outil sur la propagation du front amont et l'instant de début d'ébullition (l'origine de l'axe des ordonnées correspond au haut de la partie chauffante). Le phénomène d'oscillations amorties des relevés expérimentaux de la propagation des fronts d'ébullition visibles pendant les essais TR3, TR5 et TR6 sont dû à une succession d'expulsions-remouillages dans la section d'essai [16]. Le début de l'ébullition s'accompagne en effet d'un pic de pression dû à l'expansion de la vapeur, qui tend à expulser les colonnes de liquide supérieure et inférieure du canal de la section d'essai. Le débit d'entrée s'annule alors temporairement et le débit de sortie augmente. L'extension de la zone double phase (à partir du sommet de la colonne chauffante) se poursuit lors de l'excursion de puissance, mais son extension dans la partie non chauffante de la section d'essai est limitée car la vapeur se condense au contact des parois plus froides. Il s'en suit alors une chute de la pression et une nouvelle entrée du sodium liquide dans la partie chauffante, provoquant une nouvelle vaporisation et un nouveau pic de pression plus court que le précédent, expliquant ce phénomène d'oscillations amorties.

Ces oscillations sont plus marquées pour les essais ayant présenté une surchauffe initiale du sodium¹⁵ (80 K pour l'essai TR6 notamment, cf. **Table 2.1**) en raison d'une dissipation d'énergie plus importante lors de la vaporisation du sodium. La physique de ces phénomènes n'étant pas modélisée dans OCARINa, les oscillations obtenues ne peuvent pas être reproduites. L'outil est cependant capable de reproduire l'allure globale des courbes de vidange en cas de surchauffe à quelques centimètres près, correspondant aux incertitudes de mesure (ouverture et fermeture des fronts). Cette capacité est nécessaire afin de pouvoir calculer les effets neutroniques liés à l'ébullition du sodium, notamment l'effet de vide (cf. **Annexe 1**).

D'un point de vue numérique, la simulation d'un essai CESAR-TR demande un temps CPU d'environ 10 secondes avec un pas de temps de 10^{-4} s. Le conditionnement (cf. **§2.10.4**) de la matrice à inverser pour chaque essai est compris entre 1 et 5. Enfin, le résidu (cf. **§2.10.5**) calculé après chaque inversion de matrice est inférieur à 10^{-4} . Ces éléments démontrent la robustesse et la précision de la méthode numérique.

¹⁵ Vaporisation se produisant au-delà de la température de saturation.

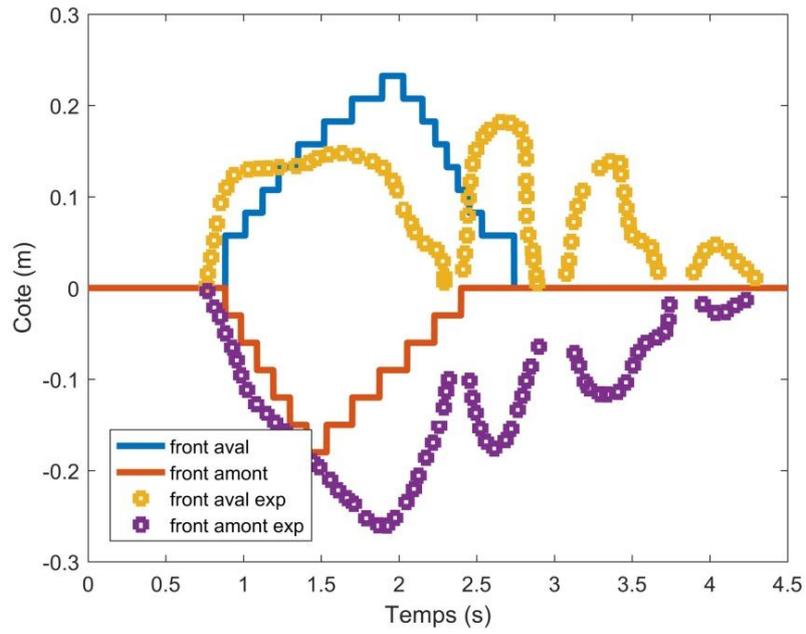


Figure 2.18 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR3.

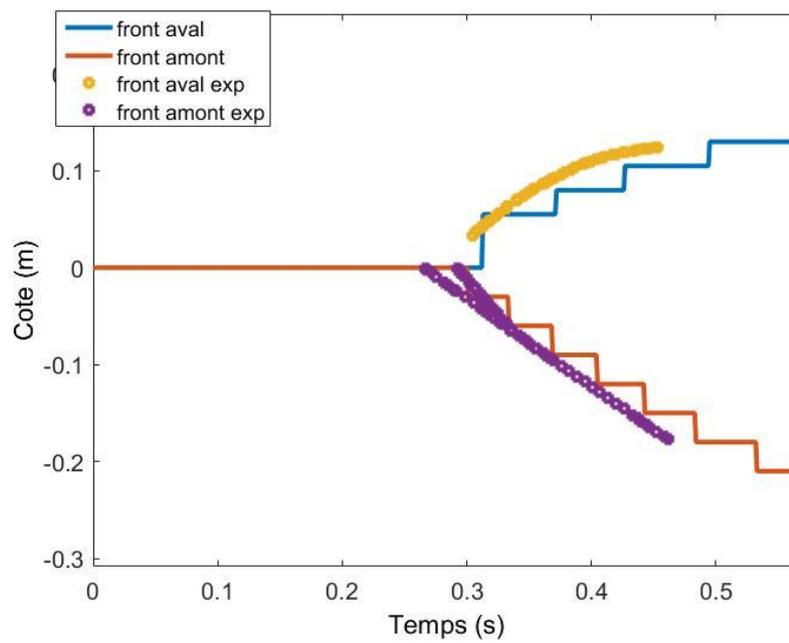


Figure 2.19 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR4 (élément chauffant détruit à 0,5 s environ).

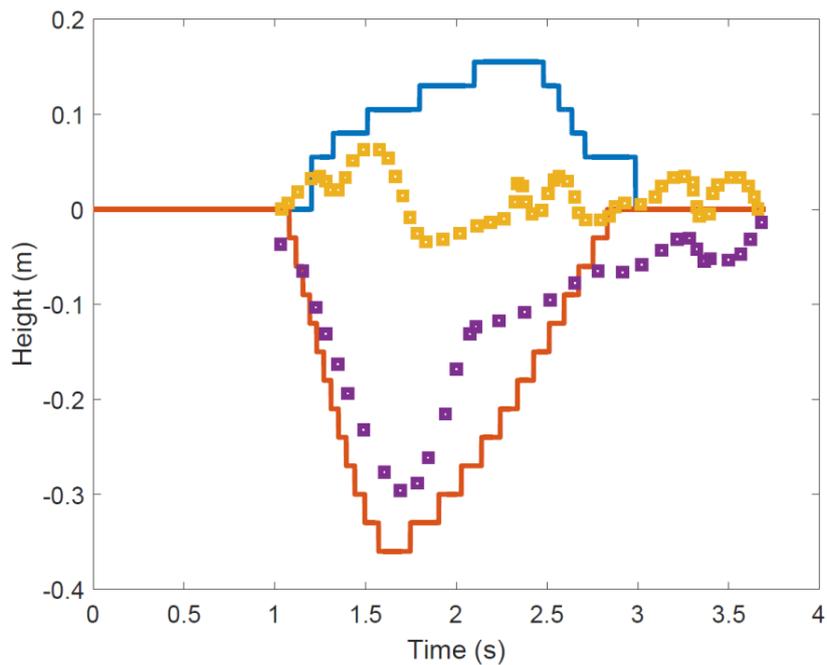


Figure 2.20 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR5.

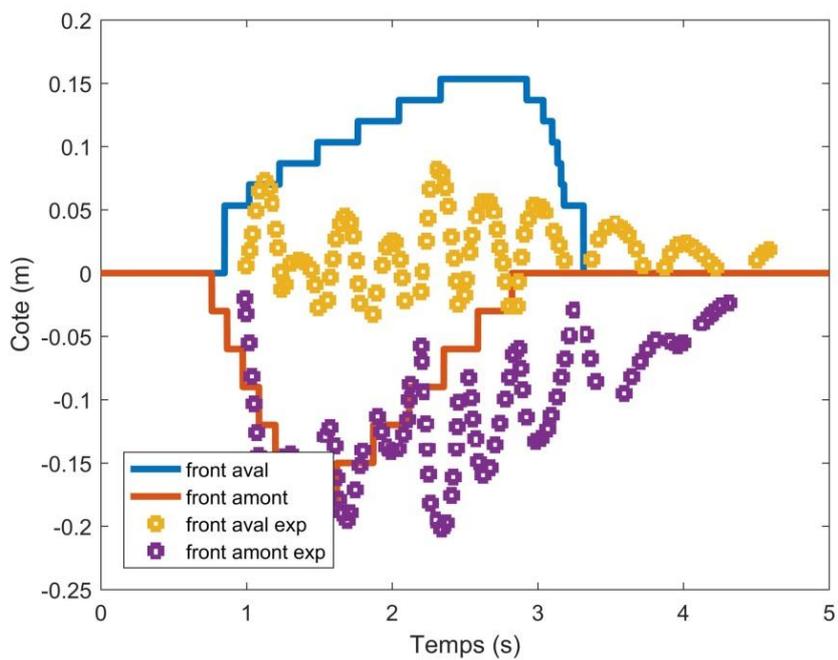


Figure 2.21 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR6.

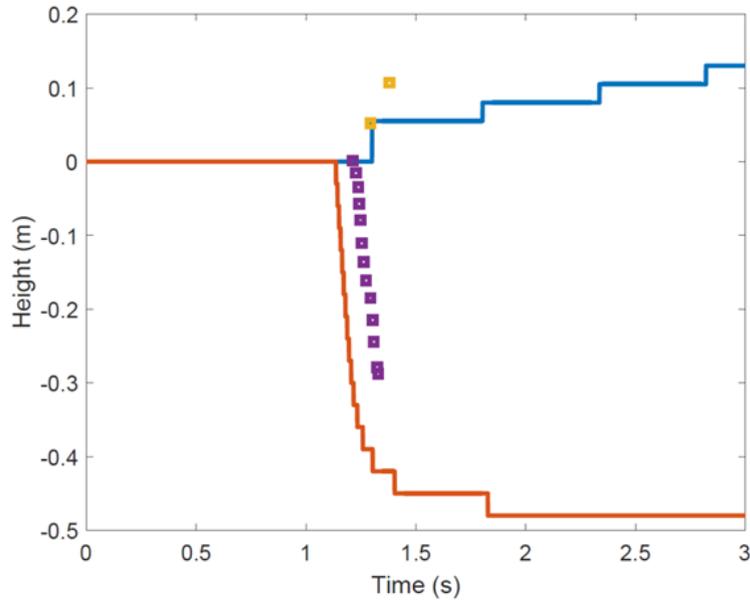


Figure 2.22 : Comparaison Calcul/Expérience pour la courbe de vidange de l'essai TR7 (élément chauffant détruit à 1,5 s environ).

Ce premier travail de validation sur des tests à effets séparés a permis de valider les modèles thermique, thermohydraulique et le modèle d'ébullition du sodium d'OCARINa sur le calcul de la propagation de fronts d'ébullition dans une géométrie monocanale. Le prochain paragraphe présente la deuxième étape de ce travail de validation sur les essais CABRI.

2.11.2 Validation à effets séparés d'OCARINa avec les essais CABRI

Les rapports d'essais fournissent les données marquées d'un « X » dans la **Table 2.7** ci-après. Toutes ces données ont été comparées avec des simulations OCARINa et l'écart Calcul/Expérience est inférieur ou égal à 10 % pour chacune de ces données. Par souci de concision, seulement des exemples de résultats de validation sont présentés sur les **Figures 2.23 à 2.26** permettant d'illustrer chaque donnée expérimentale disponible. Sur ces figures, les résultats de simulation d'OCARINa correspondant au trait plein.

Sur les courbes précédentes, les barres d'erreur sur les points expérimentaux sont des erreurs fixées arbitrairement à 10 % afin de quantifier l'écart entre les résultats de simulation et les résultats expérimentaux. En moyenne, l'écart Calcul/Expérience est proche de 6 %, assurant une bonne cohérence des résultats de simulation en regard des résultats expérimentaux.

Ce deuxième travail de validation sur des tests à effets séparés a permis de valider les modèles thermique, thermohydraulique et le modèle de fusion du combustible d'OCARINa différents paramètres énoncés dans la **Table 2.7**. Le prochain paragraphe présente la dernière étape de ce travail de validation avec une comparaison OCARINa/SIMMER.

ESSAI	PF1	E9	E5	E7	LT2	AGS0
Distribution axiale de la température du caloporteur en régime permanent initial		X (Fig. 2.23)	X	X	X	
Distribution axiale de la température du caloporteur à un instant donné pendant le transitoire				X (Fig. 2.24)		X
Évolution temporelle de la température de sortie du caloporteur	X (Fig. 2.25)	X	X		X	
Distribution radiale et axiale des fronts de fusion du combustible	X	X	X (Fig. 2.26)		X	X
Masse fondue lors de la rupture de gaine				X		

Table 2.7 : Données CABRI disponibles pour la validation d'OCARINa.

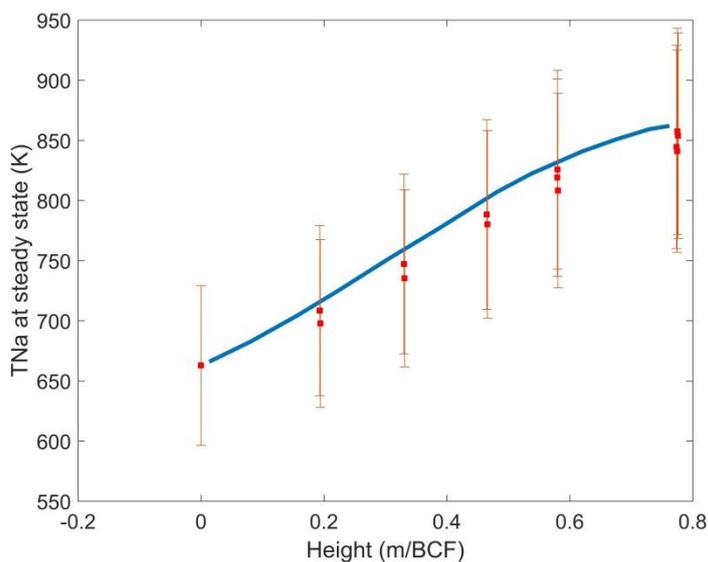


Figure 2.23 : Comparaison Calcul/Expérience de la distribution axiale de la température du sodium en régime permanent pour l'essai CABRI-E9 (BCF : Bas de la Colonne Fissile).

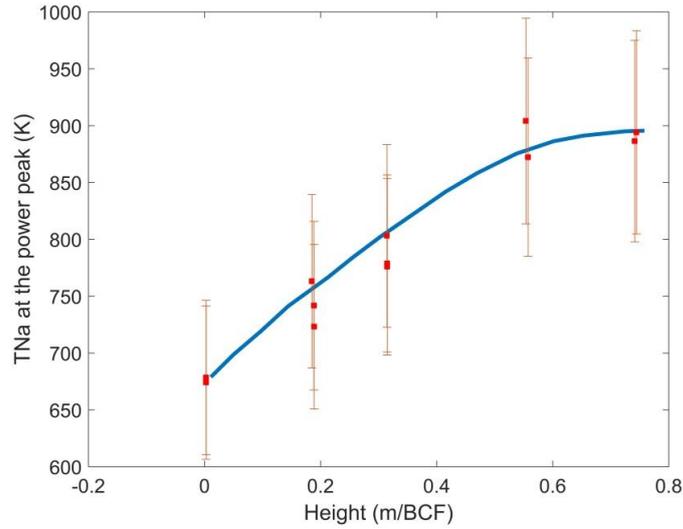


Figure 2.24 : Comparaison Calcul/Expérience pour la distribution axiale de la température du sodium lors du pic de puissance pour l'essai CABRI-E7.

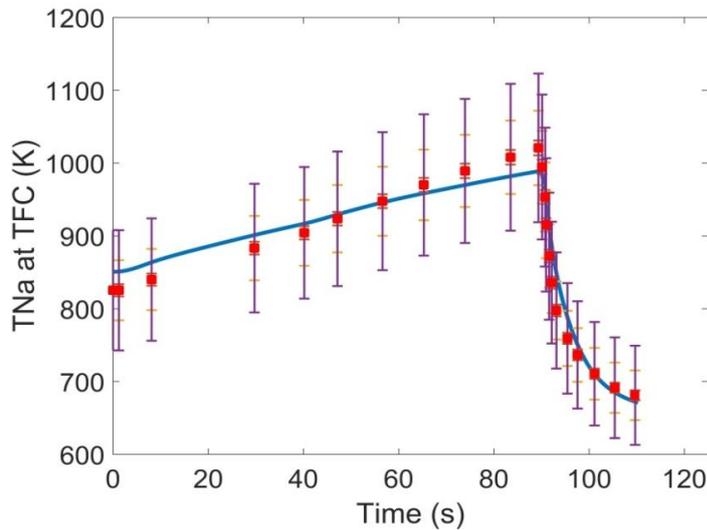


Figure 2.25 : Comparaison Calcul/Expérience pour l'évolution temporelle de la température du sodium en tête de colonne chauffante pour l'essai CABRI-PF1.

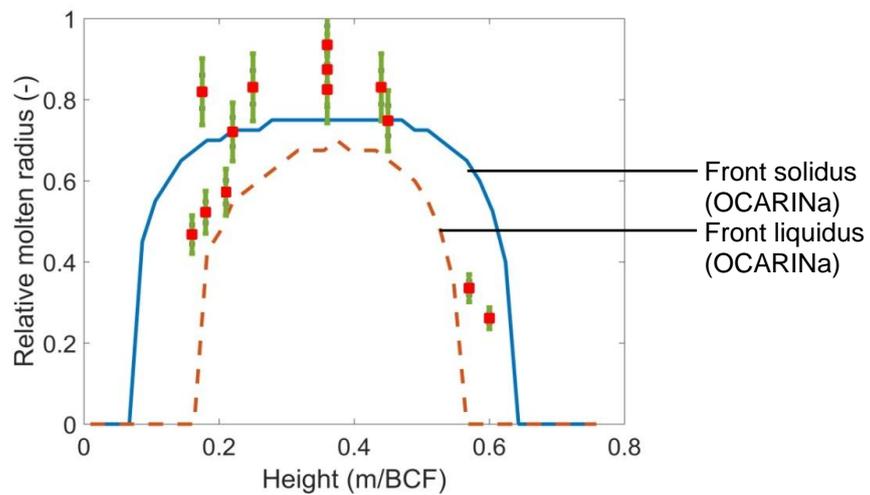


Figure 2.26 : Comparaison Calcul/Expérience pour les positions des fronts de fusion radiaux/axiaux dans l'aiguille combustible au pic de puissance pour l'essai CABRI-E5.

2.11.3 Validation numérique SIMMER-III

Les essais CABRI-E5 et CABRI-E7 ont été simulés à l'aide du logiciel SIMMER-III en utilisant le modèle DPIN2 validé pour les calculs thermiques [10]. Ces simulations ont permis de comparer l'évolution temporelle de la masse fondue dans l'aiguille lors de ces deux essais avec les résultats obtenus par OCARINA. Les résultats obtenus (cf. **Figure 2.27 et 2.28**) montrent un écart moyen Calcul SIMMER/Calcul OCARINA de 13 %, assurant une bonne cohérence des résultats.

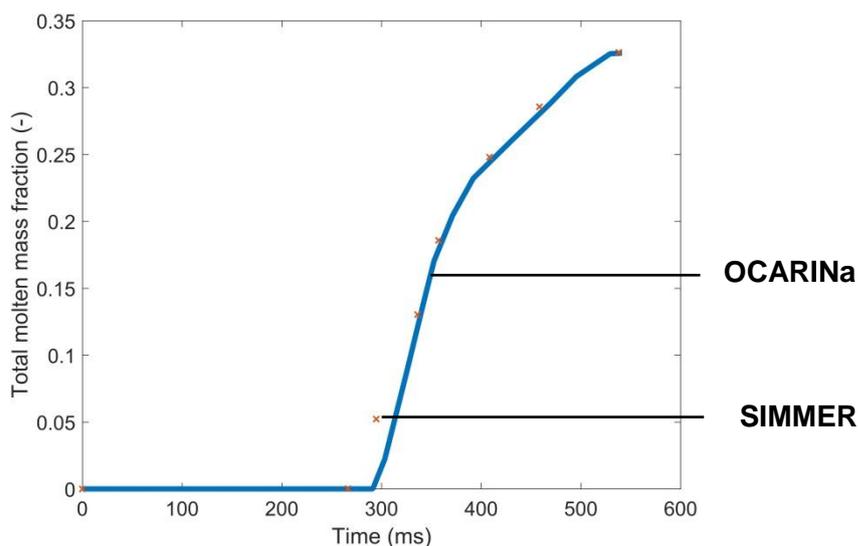


Figure 2.27 : Comparaison Calcul SIMMER/Calcul OCARINA pour l'évolution de la fraction fondue de combustible dans l'aiguille pour l'essai CABRI-E5.

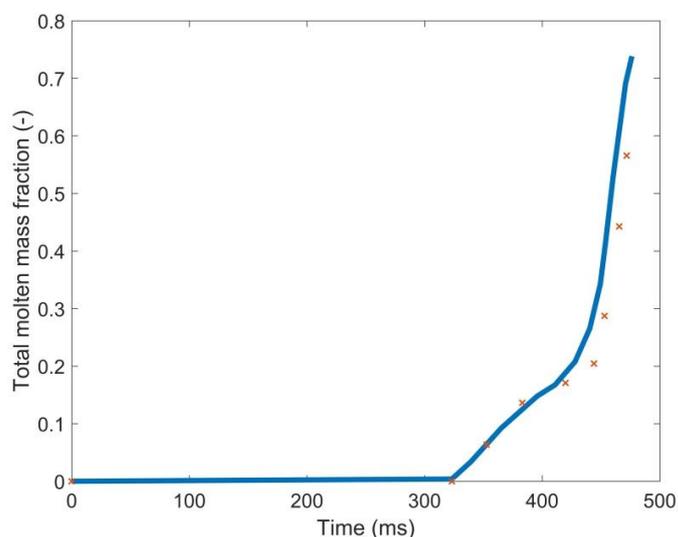


Figure 2.28 : Comparaison Calcul SIMMER/Calcul OCARINA pour l'évolution de la fraction fondue de combustible dans l'aiguille pour l'essai CABRI-E7.

D'un point de vue numérique, toutes ces simulations requièrent un temps CPU d'environ 2 minutes avec un pas de temps de 10^{-4} s. Le conditionnement de la matrice à inverser pour chaque essai est également compris entre 1 et 5. Le résidu calculé après chaque inversion de matrice est inférieur à 10^{-3} . Ces éléments démontrent également la robustesse et la justesse de la méthode numérique.

2.12 Conclusion

Ce chapitre de thèse présente des éléments relatifs à la thermique d'une excursion de puissance dans une aiguille de RNR-Na ainsi que les campagnes expérimentales disponibles au CEA. La connaissance de ces phénomènes et la disponibilité des rapports d'essais de campagnes expérimentales a permis de modéliser les différentes sections d'essai CESAR et CABRI et d'élaborer une méthode numérique implicite inconditionnellement stable et robuste afin de calculer l'évolution du champ de températures pendant un transitoire d'excursion de puissance dans une géométrie monocanale. La méthode numérique a été mise en œuvre afin de simuler les essais CESAR où l'ébullition du sodium a été mesurée avec précision et des essais CABRI en combustible réel, avec fusion de ce dernier.

Ces simulations ont permis de montrer le bon accord des résultats OCARINa obtenus avec l'ensemble des modèles implémentés (thermique, thermohydraulique, ébullition du sodium, fusion du combustible) avec les résultats expérimentaux à disposition. En particulier, l'outil OCARINa est capable :

- De calculer le champ de températures dans les structures et le caloporteur de la section d'essai en régime permanent et en régime transitoire avec une erreur moyenne de 5 % par rapport aux résultats expérimentaux.
- De calculer la propagation des fronts de fusion dans l'aiguille combustible et la masse fondue associée avec une erreur moyenne de 10 % par rapport aux résultats expérimentaux.
- De calculer la propagation des fronts d'ébullition dans une géométrie monocanale lors d'une excursion de puissance, élément déterminant pour le calcul des effets neutroniques liés à l'ébullition du sodium, avec une erreur moyenne de 10 % par rapport aux résultats expérimentaux.

À présent, le champ de températures étant connu, le développement de la prochaine brique d'OCARINa est possible : la modélisation de la thermomécanique de l'aiguille, objet du chapitre suivant.

Chapitre 3 : Thermomécanique de l'aiguille

Le chapitre précédent présente quelques éléments généraux du comportement thermique de l'aiguille combustible et du sodium liquide, la modélisation de cette thermique dans le cas d'un UTOP et enfin la validation des modèles. La connaissance du champ de températures instantané permet de traiter le comportement thermomécanique de l'aiguille afin de pouvoir prédire la rupture de la gaine lors d'un transitoire UTOP. Ce chapitre est dédié à la description des mécanismes de rupture de la gaine de l'aiguille combustible pendant un transitoire UTOP, à la modélisation de la rupture de la gaine et à la validation de ces modèles.

3.1 Éléments généraux de la phénoménologie de rupture des aiguilles combustibles lors d'une excursion de puissance

L'ensemble de la base expérimentale CABRI a permis d'identifier, dans les différentes conditions transitoires, les trois principaux mécanismes de rupture mécanique des aiguilles qui conditionnent par la suite les mouvements et la relocalisation du combustible avec une localisation de la rupture généralement située dans le quart supérieur de la zone fissile. Ces trois mécanismes sont :

- Le mécanisme de rupture lié à la pressurisation de la cavité de combustible fondu (*Molten cavity pressure*) est dominant dans les conditions de température de gaine inférieure à 900 °C (canal contraint) et d'injection rapide et importante d'énergie (essais CABRI-1, essais E7 et E8 de CABRI-2 notamment [15]).
- Le mécanisme de rupture par interaction mécanique combustible-gaine (*FCMI loading*) suite au gonflement du combustible solide induit par les gaz de fission inter-granulaires, malgré le fort relâchement des combustibles RNR irradiés (la rétention moyenne est de l'ordre de 400 cm³/g [15], avec accumulation en périphérie de la pastille) est dominant dans le cas de vitesse d'injection d'énergie moyenne ou lente.
- D'autre part, dans le cas où le combustible n'est plus contraint par la gaine en raison de sa température élevée (essais E13, E11, EFM1 [15]), la pression interne due aux gaz du plénum peut conduire à la perte d'intégrité de la gaine avant sa fusion (*Fuel break-up*), avec échappement des gaz dans le canal.

La **Figure 3.1** illustre, pour les essais CABRI ayant conduit à la dégradation des aiguilles, l'enthalpie moyenne du combustible en fonction de la température de gaine au PFM, à l'instant de la rupture et les trois modes de rupture cités précédemment (*Molten cavity pressure* pour la rupture par pressurisation de la cavité fondue, *FCMI loading* pour la rupture par interaction mécanique et *Fuel break-up* pour l'éclatement des aiguilles).

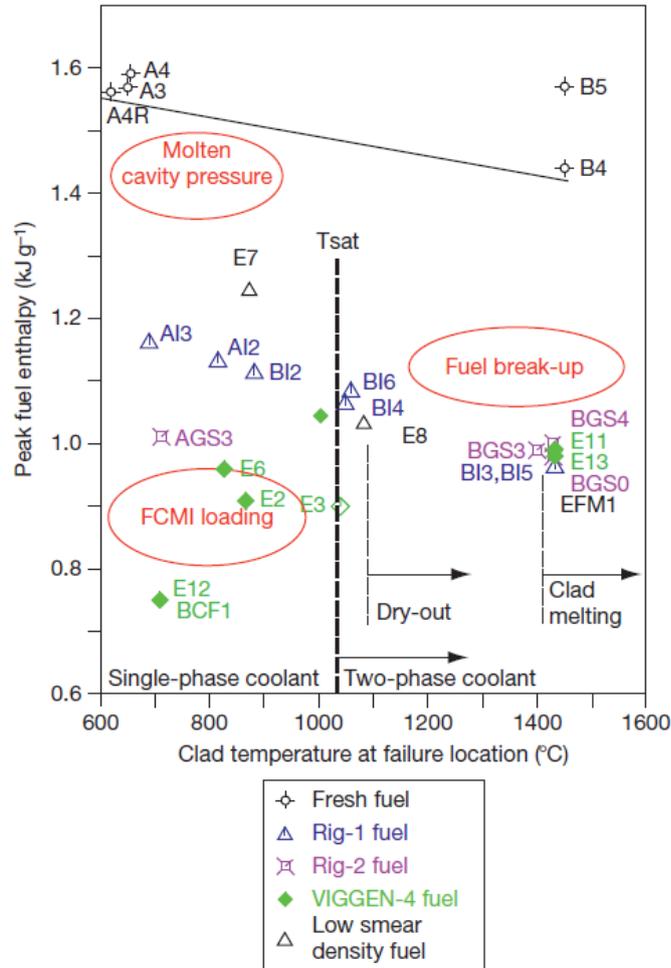


Figure 3.1 : Carte de destruction de la gaine de l'aiguille combustible lors des campagnes CABRI [25].

Quelques conclusions de ces essais

L'utilisation de combustible annulaire a montré la possibilité de réduction du chargement de la gaine par interaction mécanique lié à l'accommodation possible du gonflement par le volume libre interne. Ainsi, à même taux de combustion (12 at%¹⁶), même matériau de gaine (15-15 Ti écroui) et dans des conditions voisines, l'essai LT2 avec pastilles annulaires (aiguille Quasar, énergie injectée de 1,05 kJ/g au plan de flux maximal à la fin de l'essai) n'a pas conduit à la rupture de l'aiguille contrairement à l'essai E12 avec pastilles pleines (aiguille Viggen 4, énergie injectée de 0,98 kJ/g à la rupture [15]).

D'autre part, dans le cas de pastilles annulaires soumises à un chargement par pressurisation de la cavité fondue, celle-ci ne devient importante que lorsque l'extension de la fusion est significative. Cette extension associée à la possibilité de mouvement interne du combustible peut conduire à une rupture des aiguilles avec une enthalpie combustible élevée. Les éléments ci-dessus confirment la forte influence de la géométrie des pastilles, de l'état du combustible après irradiation, et des conditions transitoires sur les mécanismes et seuils de rupture des aiguilles.

¹⁶ Atome pour cent : unité de taux de combustion. En ordre de grandeur, 1at% = 10GWj/t.

3.2 État de l'art de la méthodologie d'étude de la rupture des aiguilles combustible

La modélisation de la rupture de l'aiguille combustible est basée sur la détermination d'un critère de rupture de la gaine. Le choix d'un critère de rupture a été fait par le passé en utilisant deux approches distinctes [26] :

- L'approche intégrale : la rupture de l'aiguille correspond à un cumul des endommagements qu'elle a subi durant toute sa « vie » en réacteur.
- L'approche déterministe : la rupture de l'aiguille intervient lorsqu'une ou plusieurs conditions limites sont dépassées en regard d'un ou plusieurs critères sur une ou plusieurs variables instantanées.

Le paragraphe suivant détaille le principe de ces approches et le choix retenu pour OCARINa.

3.2.1 L'approche intégrale

Une recherche bibliographique sur les essais TREAT [27] (essais américains d'excursions de puissance similaires aux essais CABRI) a montré que cette approche permettait de définir deux types de critère de rupture : un critère faisant intervenir la durée de la vie de la gaine [28] et un critère portant sur l'enthalpie du combustible [29].

Le critère portant sur la durée de vie de la gaine est basé sur une fonction LFR (*Life FRaction*), appelée « fonction de vie », définie par (Eq. 3.1) :

$$\text{LFR} = \int_0^t \frac{dt}{t_r} \quad (3.1)$$

Avec :

t_r : Temps à rupture de la gaine [s].

Cette fonction traduit le fait que pendant une durée dt , la gaine consomme une fraction $\frac{dt}{t_r}$ de sa vie. Ainsi lorsque $\text{LFR} \geq 1$, la gaine est rompue.

En pratique, le temps à rupture peut être déterminé grâce au paramètre de Larson-Miller (LMP) [30], utilisé notamment pour des études de tenue d'acier de cuve du réacteur [31]. Ce paramètre permet d'identifier les couples (contrainte¹⁷ – température) conduisant à la rupture d'un matériau. Le paramètre de Larson-Miller LMP est défini par (Eq. 3.2) :

$$\text{LMP} = T[\log(t_r) + C] = f(\sigma) \quad (3.2)$$

Avec :

T : Température du matériau [K].

C : Constante [-].

$f(\sigma)$: Fonction empirique dépendante de la contrainte σ .

¹⁷ Force par unité de surface.

La fonction $f(\sigma)$ est obtenue grâce à des relevés expérimentaux. Par exemple, la **Figure 3.2** présente la fonction $f(\sigma)$ obtenue pour l'acier 316 (acier de gaine) lors de campagne d'essais TREAT :

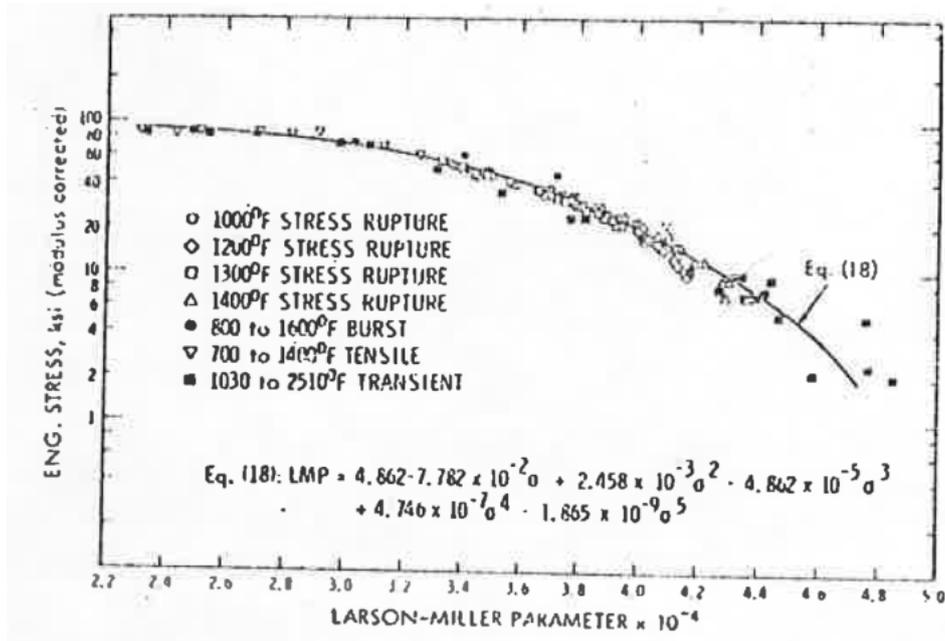


Figure 3.2 : Courbe permettant d'établir la fonction $f(\sigma)$ (notée Eq (18) sur la courbe) pour l'acier 316 [28].

Connaissant le paramètre de Larson-Miller et la température de la gaine à un instant donné, il est ainsi possible de calculer le temps à rupture t_r .

Cependant, ce temps à rupture permet de prendre en compte uniquement l'effet du fluage¹⁸ sur la rupture du matériau. Or, l'acier de gaine est soumis à d'autres déformations, notamment par expansion thermique, qui sont prépondérantes devant le fluage en cas d'UTOP. Ce point est discuté en détail au §3.6. Cette approche, bien qu'intéressante par son caractère analytique, ne peut donc pas être utilisée.

La rupture de gaine a également été étudiée empiriquement en raisonnant sur l'enthalpie du combustible lors de la rupture avec l'élaboration de différentes corrélations [29]. Dans le cadre des essais TREAT, trois corrélations ont été élaborées :

- La corrélation « Enthalpy fuel failure correlation »
- La corrélation « Damage Parameter Correlation » (ou « DP Correlation »)
- La corrélation « Failure Potential Correlation » (ou « FP Correlation »)

La première corrélation, qui est en fait une lecture graphique, permet de déterminer un temps à rupture à l'aide d'abaques connaissant la température de la gaine et l'enthalpie du combustible à un instant donné. Les deux autres permettent de calculer un paramètre (DP ou FP) dépendant notamment de l'enthalpie du combustible. Lorsque le paramètre DP ou FP dépasse un seuil, la gaine est considérée rompue. Ces corrélations

¹⁸ Déformation irréversible non instantanée d'un matériau soumis à une contrainte constante.

sont intéressantes, simples à mettre en œuvre, mais présentent des inconvénients rendant non pertinente leur utilisation :

- Les abaques tracés pour le temps à rupture ont été établis à partir des résultats des essais TREAT pour lesquels les rapports d'essais ne sont pas disponibles. Par conséquent, les caractéristiques des essais ne sont pas connues et il n'est donc pas garanti que ces corrélations permettent de couvrir tous les cas de TOP possibles envisagés pour ASTRID (température, vitesse de l'excursion de puissance, état thermohydraulique du sodium).
- Les corrélations DP et FP ne permettent pas de reproduire tous les résultats des essais TREAT. La rupture de gaine est atteinte avec la corrélation FP lorsque le paramètre FP est supérieur à 1. Or, certains essais TREAT de la base expérimentale qui a permis d'élaborer la corrélation mettent en défaut ce critère (cf. **Figure 3.3**). Sur cette figure, le calcul du paramètre FP des essais 3-5B, 5-3A, H5 et 3-1A (présentant une rupture de gaine) montre que ce dernier est pourtant inférieur à 1. Ce critère n'est donc pas générique.

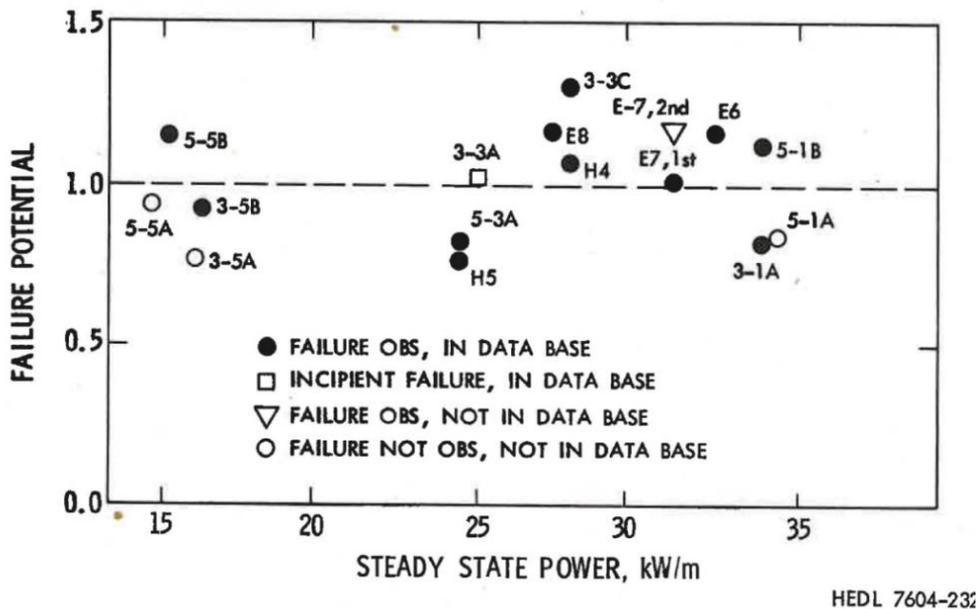


Figure 3.3 : Calcul du paramètre FP pour différents essais TREAT.

En conclusion, l'approche intégrale n'est pas retenue.

3.2.2 L'approche déterministe

Plus couramment utilisée, cette approche est retenue dans plusieurs logiciels tels que PHYSURA [23], SIMMER-III [10], SAS-SFR [32] ou encore SCANAIR [33]. Elle a permis de définir plus précisément les critères de rupture en s'intéressant à différentes grandeurs physiques. Ce paragraphe présente succinctement quels sont les critères de rupture qui ont été utilisés dans différents logiciels dédiés à l'étude de la rupture des aiguilles combustible (liste non exhaustive) lors d'un UTOP :

- Critère thermique : utilisé dans SIMMER-III [10] notamment, ce critère est une valeur limite de la fraction de combustible fondu localement dans l'aiguille

combustible. Lorsque cette dernière dépasse une valeur donnée, la gaine est considérée rompue.

- Critère mécanique sur la vitesse de déformation de la gaine : utilisé dans PHYSURA [23] notamment, ce critère est une valeur limite de la vitesse de déformation de la gaine.
- Critère mécanique sur le champ de contraintes dans la gaine : utilisé dans SAS-SFR [32] notamment, ce critère est une valeur limite de la contrainte équivalente dans la gaine. Lorsque cette contrainte équivalente dépasse la limite à rupture, la gaine est rompue.
- Critère énergétique : utilisé dans SCANAIR [33] notamment, ce critère est basé sur le calcul de la densité d'énergie de déformation de la gaine E_ε [J.m^{-3}] définie par (Eq. 3.3) :

$$E_\varepsilon = \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon \quad (3.3)$$

Avec :

σ : Contrainte équivalente dans la gaine [Pa].

ε : Déformation de la gaine [-].

Lorsque cette densité d'énergie dépasse la densité d'énergie à rupture (correspondant à l'intégrale de la courbe de traction de l'acier de gaine), la gaine est supposée rompue.

3.3 Choix du critère de rupture

OCARINa doit pouvoir prédire la rupture de la gaine quel que soit le transitoire simulé. Il faut donc choisir un critère générique. Parmi les critères présentés précédemment, seul le critère mécanique relatif au champ de contraintes dans la gaine et le critère énergétique peuvent être utilisés.

En effet, le critère thermique sur la fraction fondue dans l'aiguille n'est pas générique car à fraction fondue égale, les essais CABRI ont montré que la gaine peut se rompre ou pas [15]. Lors de l'essai E5, la fraction fondue a atteint 85 % au plan de flux maximal et la gaine ne s'est pas rompue grâce à l'action des mouvements internes de combustible fondu dans l'aiguille qui ont permis de relaxer les contraintes sur la gaine. En revanche lors de l'essai E7, la même fraction fondue a été atteinte au plan de flux maximal et la gaine s'est rompue sous l'action de la pressurisation de la cavité fondue dans l'aiguille.

Le critère mécanique sur la vitesse de déformation de la gaine n'est également pas générique. La vitesse de déformation à rupture de la gaine, lorsqu'elle est connue, est dépendante du niveau de puissance atteint pendant le transitoire. Sa valeur est comprise entre 1 et 100 s^{-1} et n'est pas connue a priori. Il est donc difficile d'utiliser un tel critère.

En revanche, le critère énergétique est bien générique car il suppose uniquement de connaître les propriétés thermiques de l'acier de gaine (qui dépendent des effets dus à

l'irradiation), indépendamment des résultats expérimentaux. Il en est de même pour le critère mécanique sur le champ de contrainte dans la gaine.

Le critère retenu est finalement le critère mécanique sur le champ de contrainte dans la gaine. Ce choix est conforté par l'existence d'un formulaire de règles, utilisé dans l'industrie nucléaire, qui utilise également des critères basés sur le champ de contraintes dans la gaine : le RCC-MRx, sujet du paragraphe suivant.

3.4 Le RCC-MRx

Le RCC-MRx (Règles de Conception et de Construction pour les matériels mécaniques des installations nucléaires hautes températures, expérimentales et de fusion) est un formulaire de règles, portant sur des variables mécaniques, dont le respect garantit le respect des normes matériaux en vigueur [34]. Elles sont élaborées par l'AFCEN (Association Française pour les règles de Conception, de construction et de surveillance en exploitation des matériels des Chaudières Electronucléaires).

Ces règles permettent d'établir des marges de dimensionnement (marge à la rupture de l'aiguille combustible), et donc des critères de dimensionnement, en fonction du domaine de fonctionnement du réacteur (nominal, incidentel, accidentel). Ces critères sont divisés en 4 catégories (A, B, C et D) correspondant chacun à un domaine de fonctionnement particulier. Les critères retenus pour les situations accidentelles sont les critères de catégorie D et font intervenir le champ de contraintes dans la gaine et la limite à rupture de la gaine, appelée résistance mécanique à rupture en traction. Le RCC-MRx se limite cependant aux matériaux non fragilisés alors qu'en pratique, la gaine est fragilisée pendant l'irradiation. Au CEA, les critères RAMSES [35] ont donc été élaborés afin d'étendre le domaine d'application du RCC-MRx à des matériaux fragiles et sont utilisés aujourd'hui pour le dimensionnement des aiguilles combustible des RNR-Na.

3.4.1 Définition du critère de rupture du RCC-MRx et choix du critère de rupture d'OCARINa

Un des critères de dimensionnement (s'intéressant uniquement aux dommages dits de type P¹⁹) qui assure la tenue mécanique des aiguilles définit dans le RCC-MRx fait intervenir la contrainte équivalente primaire de membrane de la gaine, notée \overline{P}_m [Pa] (cf. §3.4.2), qui doit être inférieure à la résistance mécanique à rupture en traction de la gaine, notée R_m [Pa] (cf. §3.4.3), avec une marge de dimensionnement (Eq. 3.4) :

$$\overline{P}_m < \frac{2}{3}R_m \quad (3.4)$$

Le facteur $\frac{2}{3}$ représente une marge par rapport à la limite physique de rupture de la gaine, représentée par R_m (déterminée grâce à des essais de traction uniaxiaux). Le critère de rupture utilisé est donc le suivant (Eq. 3.5) :

¹⁹ Dommages induits par les forces de pression sur la gaine. En regard des modes de rupture énoncés au §3.1, la prise en compte exclusive de ces dommages est suffisante.

$$\overline{P}_m \geq R_m \quad (3.5)$$

Ainsi, la gaine est considérée rompue lorsque la contrainte \overline{P}_m dépasse R_m .

3.4.2 Définition de \overline{P}_m

La contrainte équivalente primaire de membrane est définie à partir des coefficients diagonaux du tenseur des contraintes de membrane ($\sigma_{rm}, \sigma_{\theta m}, \sigma_{zm}$) défini lui-même par des coefficients diagonaux du tenseur des contraintes ($\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$) [35] (Eq. 3.6) :

$$\overline{P}_m = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{rm} - \sigma_{\theta m})^2 + (\sigma_{\theta m} - \sigma_{zm})^2 + (\sigma_{zm} - \sigma_{rm})^2} \quad (3.6)$$

Avec le champ de contrainte de membrane défini par (Eq. 3.7) :

$$\sigma_{im, i \in [r, \theta, z]} = \frac{1}{h} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_i(r) dr \quad (3.7)$$

Avec :

h : Segment d'appui [m]

r : Rayon [m].

La gaine est un cylindre creux, le segment d'appui est donc égal à son épaisseur.

3.4.3 Définition de R_m

La résistance mécanique à rupture en traction de la gaine n'a pas de définition générique. Elle est calculée grâce à des corrélations utilisées dans GERMINAL [19] faisant intervenir la température de la gaine T [K] et la dose d'irradiation d [dpa] (Eq. 3.8) :

$$R_m = f(T, d) \quad (3.8)$$

Ces données matériaux, utilisées pour la mise en œuvre des règles RAMSES, ont été établies avec l'expérience de l'exploitation des réacteurs Phénix, Superphénix et EFR (European Fast Reactor). Plus récemment, les études faites sur ASTRID ont permis une mise à jour de ces données pour le matériau de gaine utilisé dans les études de conception ASTRID.

En résumé, connaissant la valeur de R_m , il suffit de calculer le champ de contraintes dans la gaine afin de mettre en œuvre le critère de rupture. Cependant, le champ de contraintes dans la gaine est dépendant du comportement du combustible pendant le transitoire. La pastille combustible peut en effet entrer en interaction mécanique avec la gaine et modifier le champ de contraintes dans cette dernière. La connaissance du champ de déformation dans le combustible et donc également nécessaire, déformations et contraintes étant liées entre elles. Une contrainte, donc une force par unité de surface, induit une déformation du matériau et inversement. Dans les paragraphes suivants seront donc évalués les champs de déformation dans le combustible et dans la gaine.

3.5 Champ de déformation du combustible

La déformation totale $\varepsilon_{\text{totale}}$ [-] du combustible peut être approximée comme la somme des déformations élastique, plastique, thermique, par fluage, par gonflement et par fissuration [36]. Soit (Eq. 3.9) :

$$\varepsilon_{\text{totale}} = \varepsilon_{\text{fluage}} + \varepsilon_{\text{gonflement}} + \varepsilon_{\text{thermique}} + \varepsilon_{\text{fissuration}} + \varepsilon_{\text{élastique}} + \varepsilon_{\text{plastique}} \quad (3.9)$$

Ce bilan des déformations est un bilan général valide, quel que soit le domaine de fonctionnement du réacteur nucléaire en se limitant aux petites déformations. Il peut être simplifié en s'intéressant uniquement aux phénomènes prépondérants intervenant lors d'un transitoire UTOP, d'une durée n'excédant pas la seconde. Les paragraphes suivants exposent des calculs d'ordre de grandeur de chaque terme de déformations afin de ne conserver que les termes prépondérants dans le bilan précédent.

Déformation par fluage $\varepsilon_{\text{fluage}}$

Le fluage est une déformation irréversible non instantanée d'un matériau soumis à une contrainte mécanique, ce qui est le cas du combustible en régime transitoire. N'étant pas une déformation instantanée, la déformation par fluage est exprimée par une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}_{\text{fluage}}$ [s⁻¹] qui est calculée à partir de la loi de fluage incluse dans le catalogue des propriétés des matériaux du nucléaire et utilisée par le logiciel GERMINAL [19] (Eq. 3.10) :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{fluage}} = 920e^{18,3p} \left[1 + 10^{-2} \left(\frac{S}{10^6} \right) \right] \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{10^6} \right) e^{\frac{-46600}{T}} + 410e^{24,1p} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{10^6} \right)^{4,4} e^{\frac{-68900}{T}} + 1,5 \cdot 10^{-13} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{10^6} \right) \left(\frac{S}{10^6} \right) \quad (3.10)$$

Avec :

p : Porosité du combustible [-]. Valide pour $p < 0,12$.

S : Puissance volumique du combustible [W.m⁻³]. Valide pour $S < 2,2 \cdot 10^8$ W.m⁻³

σ_{eq} : Contrainte équivalente dans la pastille combustible [Pa]. Valide pour $\sigma_{\text{eq}} < 130 \cdot 10^6$ Pa.

T : Température du combustible [K]. Valide pour $T < 2100$ K.

Le domaine de validité de cette loi n'est cependant pas compatible avec l'étude du transitoire UTOP. En effet :

- La puissance linéique type d'un combustible RNRNa est de l'ordre de 400 W.cm⁻¹. Cela représente une puissance volumique sur une section de pastille combustible de rayon 0,5 cm d'environ 5.10⁸ W.m⁻³.
- La température à cœur d'une pastille combustible est supérieure à 2100 K pour des puissances linéiques de quelques centaines de Watt par mètre.
- La contrainte équivalente (au sens de Von Misès, cf. §3.7.2.1) dans la pastille combustible peut atteindre plusieurs milliers de MPa.

Cependant, étant donné que c'est la seule loi à disposition, un calcul d'ordre de grandeur a tout de même été fait. En considérant une porosité de 5 %, une puissance volumique de 10^8 W.m^{-3} , une contrainte équivalente de 130 MPa (limite du domaine de validité de la loi) et une température de 2100 K (limite du domaine de validité de la loi), le calcul de la vitesse de déformation par fluage fournit :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{fluage}} \sim 10^{-9} \text{ s}^{-1}$$

La déformation associée est obtenue en multipliant cette valeur par la durée du transitoire, soit 1 seconde d'où :

$$\varepsilon_{\text{fluage}} \sim 10^{-9}$$

Déformation par gonflement $\varepsilon_{\text{gonflement}}$

Le gonflement du combustible a deux composantes : un gonflement solide et un gonflement gazeux.

Gonflement solide

Le gonflement solide est une variation de volume solide induite par l'irradiation, résultant de la concomitance de trois phénomènes :

- Évolution des quantités d'actinides mineurs (U,Pu) et de produits de fission dissous.
- Formation d'inclusions métalliques : contribution des produits de fission solides non volatils.
- Expansion des produits de fission volatils : contribution due majoritairement à la présence de Césium.

Le gonflement solide étant un phénomène lié uniquement à l'irradiation du combustible, plus précisément aux défauts d'irradiation, il n'est pas nécessaire de le prendre en compte pour établir un bilan des déformations. Le transitoire UTOP étant très court, les dommages d'irradiation accumulés pendant le transitoire sont négligeables devant les dommages reçus avant le transitoire. Cependant, l'effet du gonflement solide lors de l'irradiation a des conséquences sur les conditions initiales avant le transitoire UTOP (cf. **Bilan** de ce paragraphe).

Gonflement gazeux

Le gonflement gazeux est créé par les gaz de fission présents dans le combustible. Dans les conditions de fonctionnement des RNR, le gonflement gazeux est en pratique relativement faible comparé au gonflement solide car le relâchement des gaz de fission est de l'ordre de 80%. Toutefois, il existe des situations dans lesquelles il peut évoluer significativement, en particulier en régime transitoire précédé d'un fonctionnement à puissance moyenne, en cas de variation rapide de la puissance qui est le cas dans notre sujet d'étude : l'expansion thermique des bulles de gaz peut alors être plus rapide que leur relâchement, et l'accumulation des gaz aux joints de grains conduit à une évolution brusque du gonflement gazeux des pastilles (cf. **Figure 3.4**).

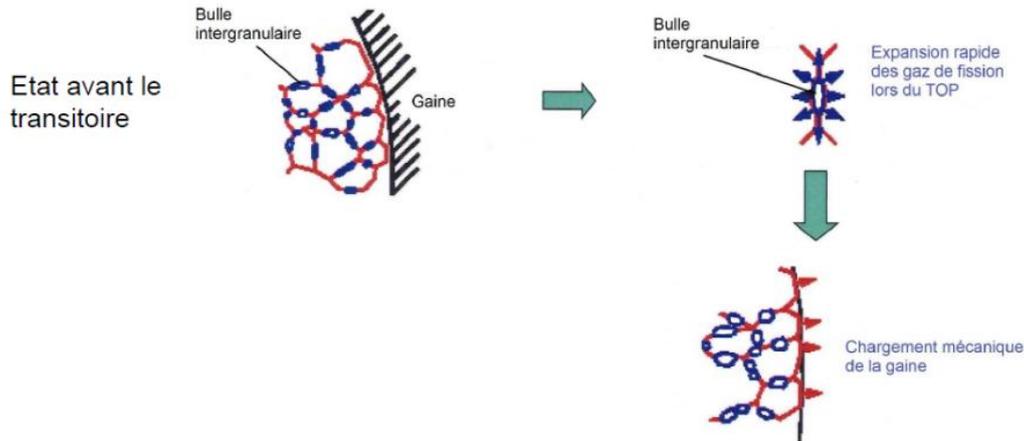


Figure 3.4 : Effet du gonflement gazeux sur la pastille combustible.

Un modèle empirique proposé par L. Roche [37] et également implémenté dans GERMINAL permet de calculer la valeur de la déformation induite par ce gonflement gazeux (Eq. 3.11) :

$$\frac{dg}{dt} = \frac{g_{MAX}-g}{t_0} \quad (3.11)$$

Avec :

g : Gonflement gazeux du combustible, défini par une variation relative de volume. [-]

g_{max} : Gonflement maximal. [-]

t_0 : Constante de temps. [s]

La constante de temps t_0 [s] est évaluée avec la relation suivante (Eq. 3.12) :

$$t_0 = \left[\frac{\left(\frac{dP_{lin}}{dt} / 100 \right) + b}{c \left(\frac{dP_{lin}}{dt} / 100 \right) + d} \right] \frac{3,42 \cdot 10^{-9}}{\exp\left(\frac{-28760}{T}\right)} \quad (3.12)$$

Avec :

P_{lin} : Puissance linéique [W.m⁻¹].

T : Température locale du combustible [K].

b, c, d : Triplet de constantes dont les valeurs dépendent de $\frac{dP_{lin}}{dt}$.

Trois gammes de variation (associée chacune à un triplet de constantes) de la puissance linéique par rapport au temps pendant le transitoire sont couvertes par ce modèle :

- Une gamme « lente » : $\frac{dP_{lin}}{dt} < 40 \text{ W.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$ représentative d'une rampe de puissance ;
- Une gamme intermédiaire : $40 < \frac{dP_{lin}}{dt} < 200 \text{ W.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$;
- Une gamme « rapide » : $\frac{dP_{lin}}{dt} > 200 \text{ W.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$ pour les TOP les plus rapides.

Afin d'avoir un ordre de grandeur de la gamme de variation de la puissance linéique lors d'un UTOP, un calcul est réalisé à partir des données d'essais CABRI. En s'intéressant

aux essais E5 et E7 (cf. **Figure 3.5**), dont le premier est un TOP peu énergétique (0,64 kJ/g déposée) et le second un TOP très énergétique (1,4 kJ/g déposée), le calcul de $\frac{dP_{lin}}{dt}$ fournit :

E5 : augmentation de la puissance d'un facteur 20 en 0,3 s avec une puissance linéique maximale de 660 W.cm^{-1} : $\frac{dP_{lin}}{dt} = 4 \cdot 10^5 \text{ W.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$.

E7 : augmentation de la puissance d'un facteur 200 en 0,3 s avec une puissance linéique maximale de 585 W.cm^{-1} : $\frac{dP_{lin}}{dt} = 4 \cdot 10^7 \text{ W.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$.

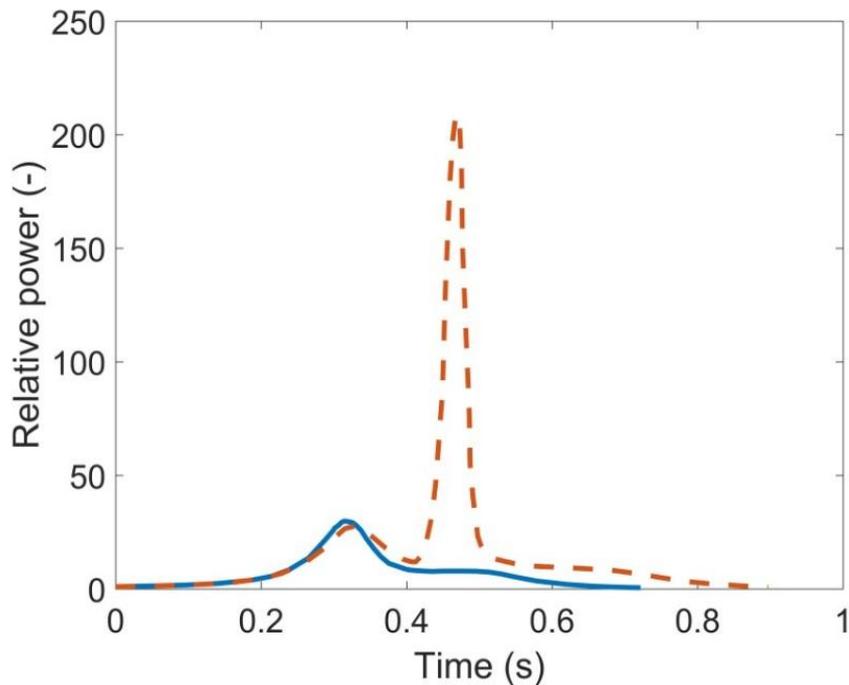


Figure 3.5 : Trace de puissance des essais E5 (trait plein) et E7 (pointillés).

Le gonflement gazeux sera donc évalué avec la gamme « rapide ». Le tracé de la constante de temps t_0 en fonction de la température est présenté sur la **Figure 3.6**.

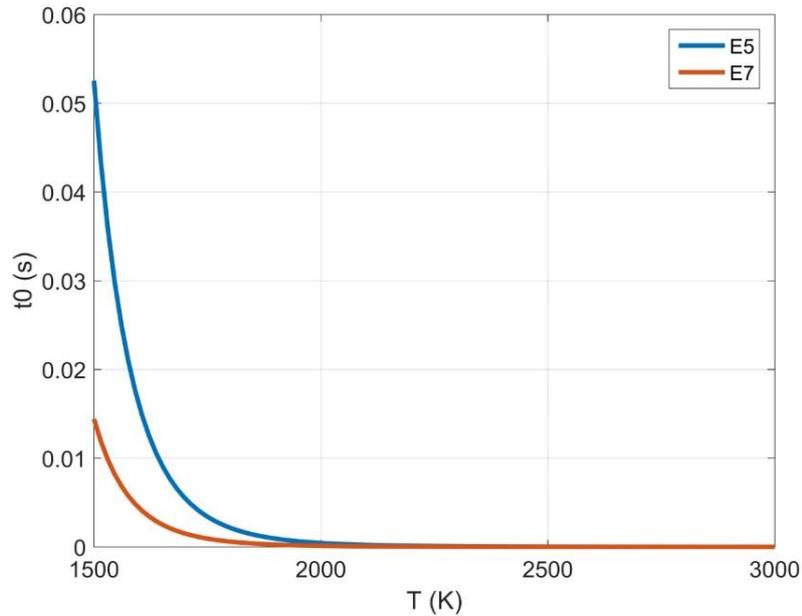


Figure 3.6 : Constante de temps du gonflement gazeux pour les essais E5 et E7 en fonction de la température.

Ce résultat montre que la constante de temps est largement inférieure au temps du transitoire, montrant que le gonflement gazeux est quasi-instantané lors d'un UTOP.

La deuxième inconnue du modèle est la valeur du gonflement maximal g_{\max} . Il est défini par (Eq. 3.13) :

$$g_{\max} = \gamma F_{\text{retenus}} \frac{T}{273P} \quad (3.13)$$

Avec :

γ : Fraction de gaz retenus (intergranulaires) intervenant dans le gonflement gazeux [-].

F_{retenus} : Quantité de gaz retenus [$\text{cm}^3 \cdot \text{cm}^{-3}$ d'oxyde].

T : Température du combustible [K].

P : Maximum entre la pression interne de l'aiguille et la pression de contact pastille-gaine lors d'une interaction mécanique [bar].

Une valeur enveloppe du gonflement maximal est obtenue dans le cas où la totalité des gaz de fission retenus contribuent au gonflement ($\gamma = 1$). En utilisant une quantité de gaz retenus de $400 \text{ cm}^3 \cdot \text{g}^{-1}$ d'oxyde (cf. §3.1), convertie en $\text{cm}^3 \cdot \text{cm}^{-3}$ d'oxyde en utilisant la densité du combustible, et une pression interne de 10 bar (caractéristique d'un RNR-Na²⁰), le tracé du gonflement maximal en fonction de la température est le suivant (cf. Figure 3.7) :

²⁰ En fonctionnement, la pression des aiguilles peut atteindre jusqu'à 50 bar. La valeur de 10 bar correspondant à une donnée réaliste de fonctionnement d'une aiguille de RNR-Na et permet de maximiser le gonflement maximal.

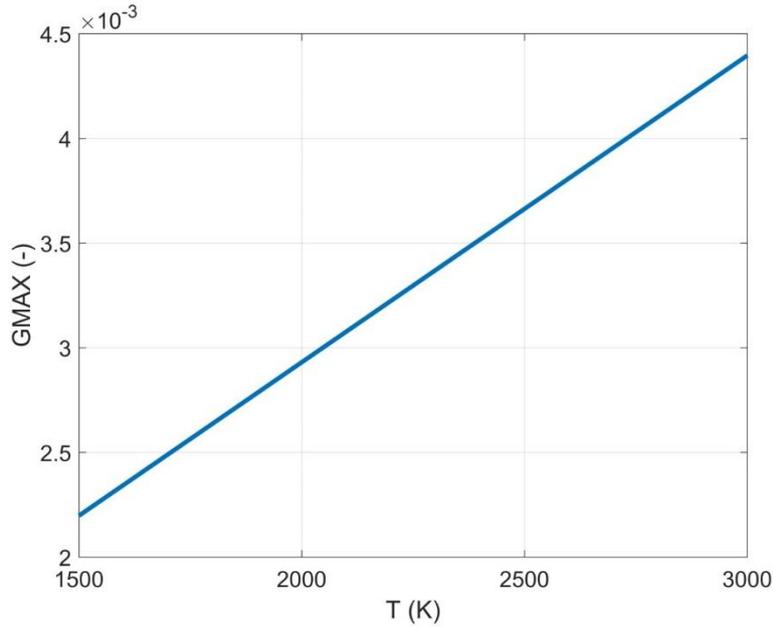


Figure 3.7 : Gonflement maximal en fonction de la température.

Ce tracé permet de retenir la valeur $g_{\max} \sim 4 \cdot 10^{-3}$.

Ainsi, la déformation par gonflement gazeux (supposée isotrope) du combustible peut être évaluée en utilisant la loi utilisée dans GERMINAL [19] :

$$\varepsilon_{\text{gonflement gazeux}} = (1 + g_{\max})^{1/3} - 1 \sim 10^{-3}$$

Enfin, la déformation totale par gonflement du combustible pendant un transitoire UTOP est évaluée :

$$\varepsilon_{\text{gonflement}} = \varepsilon_{\text{gonflement gazeux}} \sim 10^{-3}$$

Déformation par dilatation thermique $\varepsilon_{\text{thermique}}$

Lors d'une excursion de puissance, la température du combustible augmente brutalement, induisant une dilatation thermique instantanée pilotée par la température. La déformation associée est calculée à partir du coefficient de dilatation thermique du combustible α [K^{-1}] (Eq. 3.14) :

$$\varepsilon_{\text{thermique}} = \alpha \Delta T \quad (3.14)$$

Avec :

$\Delta T = T - T_0$: Différence entre la température courante (instantanée) et une température de référence prise égale à 273K.

Pour le combustible, le coefficient de dilatation thermique est de l'ordre de 10^{-5} K^{-1} . De façon enveloppe (déformation maximisée), en considérant une température de 3000K (proche de la température de fusion), il vient :

$$\varepsilon_{\text{thermique}} \sim 3 \cdot 10^{-2}$$

Déformation par fissuration $\epsilon_{\text{fissuration}}$

La fissuration du combustible intervient, dès les premières minutes de l'irradiation, en périphérie de la pastille combustible [36]. Cette fissuration induit une déformation de la pastille par une relocalisation asymétrique des différents fragments sur la section de combustible. Ce phénomène complexe est pris en compte de façon simplifiée par une déformation de type plastique. La fissuration intervient lorsque les contraintes dans le combustible dépassent la limite à rupture R_m du combustible (illustration sur la **Figure 3.8** où la limite à rupture est dépassée en périphérie), et donc dépassent la limite élastique R_p [Pa] du combustible ($R_p > R_m$). Par conséquent, modéliser le combustible avec un modèle plastique parfait permet de couvrir la fissuration du combustible pour le calcul du champ de contrainte en plafonnant ces dernières lorsque la limite élastique du matériau R_p [Pa] est dépassée. Cette méthode est inspirée de celle utilisée dans GERMINAL [19]. Cependant, la relocalisation des fragments n'est pas modélisée.

Déformation élastique, plastique $\epsilon_{\text{élastique}}, \epsilon_{\text{plastique}}$

Le comportement élastique ou plastique du combustible dépend de son état de contraintes. Il a été mis en évidence [36] qu'une couronne combustible a un comportement élastique lorsqu'elle est en compression (contraintes négatives) et un comportement plastique (remplaçant la fissuration) lorsqu'elle est en traction (contraintes positives). Dans le cas d'un cylindre, le calcul du champ de contraintes (exemple sur la **Figure 3.8**) montre que les couronnes en compression (traction) sont les couronnes internes (externes) du cylindre. La modélisation de ces déformations va donc dépendre du champ de contraintes. Le comportement élastique est modélisé avec la loi de Hooke [38] et le comportement plastique avec un modèle plastique parfait [39]. Ainsi, lorsque la contrainte équivalente calculée dans le combustible dépasse la limite élastique R_p du combustible, les contraintes sont alors constantes et égales à la limite élastique du combustible. Au-delà de cette limite, la contrainte équivalente est égale à une constante égale à R_p .

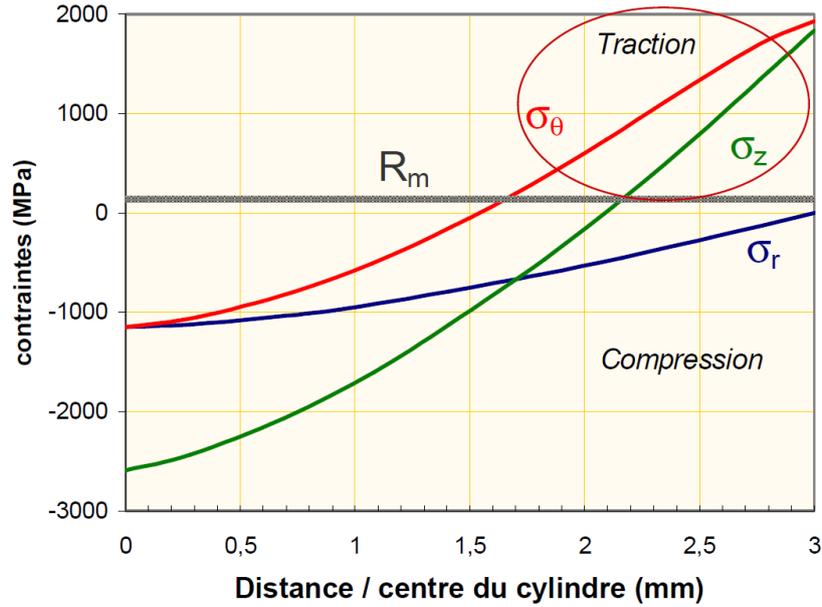


Figure 3.8 : Illustration d'une distribution radiale de contraintes dans un cylindre soumis à un gradient de températures. [36]

Bilan

Ces évaluations des ordres de grandeur des différents termes de déformations sont résumées dans la **Table 3.1** ci-dessous. Les déformations élastique et plastique n'apparaissent pas dans le tableau car elles dépendent du champ de contraintes.

Déformation (-)	ϵ_{fluage}	$\epsilon_{\text{thermique}}$	$\epsilon_{\text{gonflement}}$
Évaluation	10^{-9}	3.10^{-2}	10^{-3}

Table 3.1 : Synthèse des évaluations des termes de déformation du combustible pendant des transitoires UTOP.

Ces résultats permettent de négliger le fluage et le gonflement devant la déformation par dilatation thermique dans le bilan de déformation du combustible en transitoire UTOP. Cependant, les effets du fluage et du gonflement pendant la phase d'irradiation (avant le transitoire) ne peuvent pas être négligés car ils ont des conséquences sur la thermomécanique initiale de l'aiguille avant le transitoire (géométrie, propriétés thermiques et mécaniques). Ces effets sont pris en compte pour la détermination de la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine au moment du déclenchement du TOP (conditions initiales). Les déformations du combustible modifient en effet sur le long terme l'épaisseur du jeu entre le combustible et la gaine. Cette valeur est issue d'un pré-calcul GERMINAL prenant en compte ces phénomènes et ses variations en transitoire sont négligées (cf. **Chapitre 2**).

Ainsi, le bilan des déformations pendant le transitoire pour le combustible se réduit aux composantes thermoélastique et plastique (**Eq. 3.15**) :

$$\varepsilon_{\text{totale}} \cong \varepsilon_{\text{élastique}} + \varepsilon_{\text{plastique}} + \varepsilon_{\text{thermique}} \quad (3.15)$$

3.6 Champ de déformation de la gaine

La déformation totale $\varepsilon_{\text{totale}}$ [-] de la gaine peut être approximée comme la somme des déformations élastique, plastique, thermique, par fluage et par gonflement [34]. Soit (Eq. 3.16) :

$$\varepsilon_{\text{totale}} = \varepsilon_{\text{fluage}} + \varepsilon_{\text{gonflement}} + \varepsilon_{\text{thermique}} + \varepsilon_{\text{élastique}} + \varepsilon_{\text{plastique}} \quad (3.16)$$

Ce bilan des déformations est un bilan général valide quel que soit le domaine de fonctionnement du réacteur nucléaire. De la même façon que pour le combustible, ce bilan peut être simplifié en s'intéressant uniquement aux phénomènes prépondérants intervenant pendant un transitoire UTOP.

Déformation par fluage $\varepsilon_{\text{fluage}}$

La vitesse de déformation par fluage de l'acier de gaine (acier 316), est obtenue avec des abaques de dimensionnement (Figure 3.9) fournissant la vitesse de déformation par fluage de l'acier connaissant la contrainte équivalente dans la gaine [35].

L'ordre de grandeur de la limite à rupture de l'acier de gaine est de quelques centaines de MPa [19]. Lors d'un transitoire UTOP, la gaine s'échauffe peu car le temps caractéristique de conduction thermique dans le combustible est généralement inférieur à la durée du transitoire (cf. Chapitre 2). Sa température est ainsi comprise entre 600 °C et 750 °C. Ces données permettent de retenir une valeur maximale de vitesse de déformation par fluage d'environ $\dot{\varepsilon}_{\text{fluage}} \sim 10^{-3} \text{ h}^{-1}$. En considérant une durée de transitoire de 1 seconde, il vient :

$$\varepsilon_{\text{fluage}} \sim 3 \cdot 10^{-7}$$

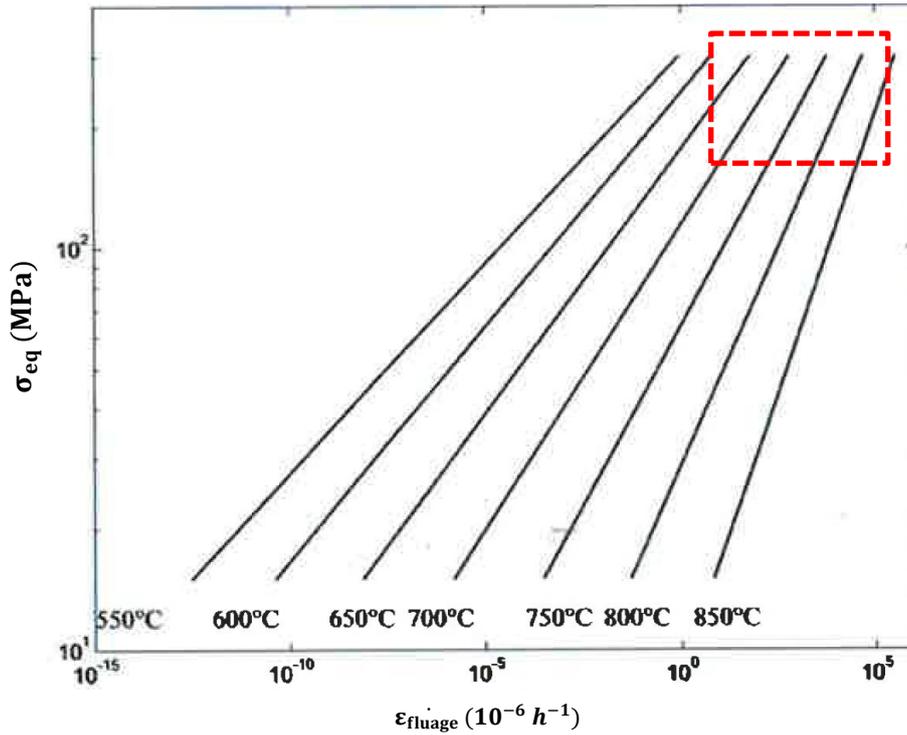


Figure 3.9 : Abaque de dimensionnement de l'acier de gaine (fluage). [35]

Déformation par gonflement $\epsilon_{\text{gonflement}}$

Une évaluation de la déformation par gonflement de la gaine est également obtenue grâce à des abaques de dimensionnement (Figure 3.10) [35]. Ces abaques permettent de déterminer le gonflement volumique de la gaine connaissant sa température et la dose d'irradiation qu'elle a subie.

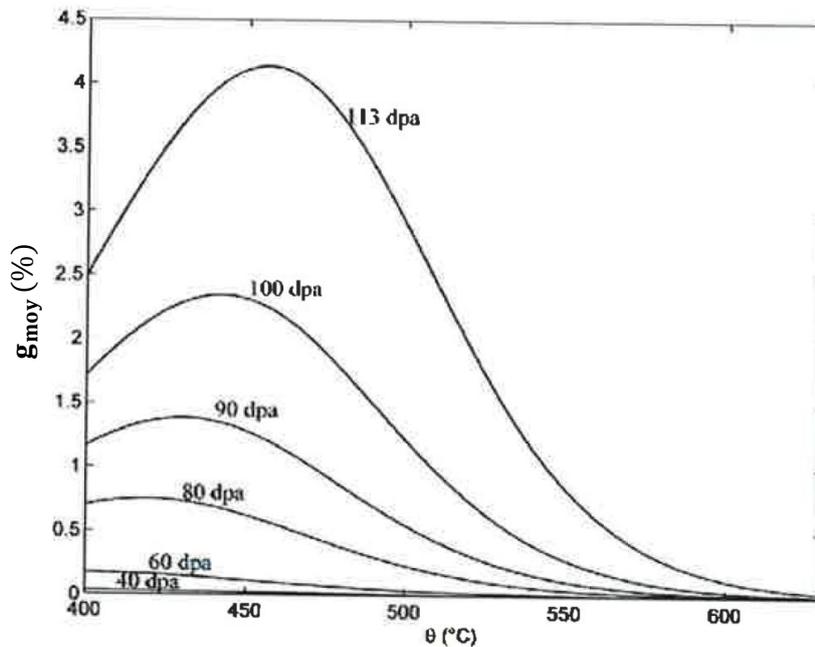


Figure 3.10 : Abaque de dimensionnement de l'acier de gaine (gonflement). [35]

Au cours de l'irradiation, le gonflement étant la conséquence des mouvements des défauts d'irradiation induits par les neutrons rapides, le gonflement volumique augmente avec la dose.

Au-delà de 550 °C, la valeur du gonflement moyen de la gaine dépend peu de la dose d'irradiation. La gaine, en fonctionnement nominal, a une température de l'ordre de 600 °C. Cette donnée permet de retenir un gonflement moyen de l'ordre de 10^{-2} . Cependant, tout comme le gonflement solide du combustible, le gonflement de la gaine est un effet dû uniquement à l'irradiation et non au transitoire UTOP. Par conséquent, il n'est pas nécessaire de le prendre en compte pour établir un bilan des déformations. Cependant, son effet lors de l'irradiation a des conséquences sur les conditions initiales avant le transitoire UTOP (cf. **Bilan** de ce paragraphe).

Déformation thermique $\epsilon_{\text{thermique}}$

La déformation par dilatation thermique est également calculée avec le coefficient de dilatation thermique de l'acier α [K^{-1}] (**Eq. 3.17**) :

$$\epsilon_{\text{thermique}} = \alpha \Delta T \quad (3.17)$$

Pour l'acier de gaine, le coefficient de dilatation thermique est également de l'ordre de 10^{-5} K^{-1} . En considérant une température comprise entre 600 et 750 °C, il vient :

$$\epsilon_{\text{thermique}} \sim 10^{-2}$$

Déformation élastique, plastique $\epsilon_{\text{élastique}}$, $\epsilon_{\text{plastique}}$

Le comportement élastique ou plastique de l'acier de gaine dépend de son état de contraintes. La transition entre domaine élastique et domaine plastique correspond au dépassement de la limite élastique du matériau de la gaine. Le comportement élastique est modélisé avec la loi de Hooke et le comportement plastique avec un modèle de plasticité linéaire. Ce choix de modèle est motivé par son utilisation et sa validation antérieure dans le logiciel PHYSURA [23].

Bilan

Ces évaluations des ordres de grandeur des différents termes de déformations sont résumées dans la **Table 3.2** ci-dessous. Les déformations élastique et plastique n'apparaissent pas car elles dépendent du champ de contraintes.

Déformation (-)	ϵ_{fluage}	$\epsilon_{\text{thermique}}$
Evaluation	$3 \cdot 10^{-7}$	10^{-2}

Table 3.2 : Synthèse des évaluations des termes de déformation de la gaine pendant un transitoire UTOP.

Ces résultats permettent de négliger le fluage et le gonflement devant la déformation par dilatation thermique dans le bilan de déformation de la gaine pendant le transitoire UTOP. Cependant, les effets du fluage et du gonflement pendant la phase d'irradiation ne peuvent pas être négligés car ils ont des conséquences sur la thermomécanique initiale de l'aiguille pendant le transitoire qui suit (géométrie, propriétés thermiques et

mécaniques). Ces effets sont également pris en compte pour la détermination de la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine pendant le transitoire et pour le calcul des propriétés mécaniques de la gaine, faisant intervenir les dommages d'irradiation avec des corrélations [35].

Ainsi, le bilan des déformations pendant le transitoire pour la gaine se réduit aux composantes thermoélastiques et plastique (**Eq. 3.18**) :

$$\varepsilon_{\text{totale}} \cong \varepsilon_{\text{élastique}} + \varepsilon_{\text{plastique}} + \varepsilon_{\text{thermique}} \quad (3.18)$$

Les évaluations précédentes ont montré que le comportement thermomécanique de l'aiguille (combustible et gaine) peut se modéliser avec un modèle thermoélastique auquel est ajouté un modèle de plasticité. Ce constat est très intéressant car il permet de calculer analytiquement le champ de contrainte dans la gaine (et le combustible) et ainsi d'utiliser le critère de rupture énoncé au §3.4.1. Le paragraphe suivant détaille le calcul de ce champ de contrainte.

3.7 Champ de contraintes dans l'aiguille

La détermination du champ de contraintes est effectuée en deux temps. Une modélisation thermoélastique de l'aiguille est faite dans un premier temps, l'ajout des modèles de plasticité est fait ensuite si la limite élastique du matériau est dépassée.

3.7.1 Analyse de la thermoélasticité

Le bilan des déformations dans le combustible et la gaine s'écrit dans ce cas (**Eq. 3.19**) :

$$\varepsilon_{\text{totale}} = \varepsilon_{\text{élastique}} + \varepsilon_{\text{thermique}} \quad (3.19)$$

Le combustible et la gaine sont assimilés à des tubes épais creux de rayon interne r_i [m] et de rayon externe r_e [m]. La pression s'exerçant sur la face interne est notée p_i [Pa] et la pression s'exerçant sur la face externe est notée p_e [Pa] (cf. **Figure 3.11**).

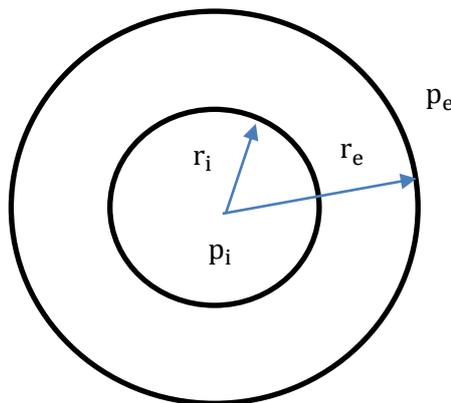


Figure 3.11 : Coupe 2D plan de la géométrie d'étude.

En notant $\bar{\sigma}$ le tenseur des contraintes, l'équilibre des forces sur un élément de couronne cylindrique au repos d'épaisseur dr et de hauteur dz s'écrit (**Eq. 3.20**) :

$$\text{div } \bar{\sigma} = \vec{0} \quad (3.20)$$

La projection de cette relation sur la base cylindrique (r, θ, z) fournit deux équations d'équilibre d'intérêt (**Eq. 3.21 et 3.22**) [40] :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\sigma_\theta - \sigma_r}{r} = 0 \quad (\text{radial}) \quad \mathbf{(3.21)}$$

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = 0 \quad (\text{axial}) \quad \mathbf{(3.22)}$$

Avec :

σ_i : Contrainte dans la direction i [Pa].

Les compatibilités déformations-déplacement [40] fournissent également (**Eq. 3.23**) :

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} \quad \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} \quad \varepsilon_z = \frac{dw}{dz} = \text{constante} \quad \mathbf{(3.23)}$$

La dernière équation suppose valide l'hypothèse des déformations planes généralisées²¹ usuellement utilisée [23], [24], [32], [33]. La base de validation de GERMINAL, logiciel qui utilise cette hypothèse, incluant un essai de TOP CABRI (E5), cette hypothèse est supposée valide.

Avec :

ε_i : Déformation dans la direction i [sans unité].

u : Déplacement radial [m].

w : Déplacement axial [m].

Et en sommant enfin la loi de Hooke pour la déformation élastique et la déformation par dilatation thermique, projetées sur la base (r, θ, z) (**Eq. 3.24a,b,c**) :

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_z)] + \alpha\Delta T \quad \mathbf{(3.24a)}$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} [\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)] + \alpha\Delta T \quad \mathbf{(3.24b)}$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_r + \sigma_\theta)] + \alpha\Delta T \quad \mathbf{(3.24c)}$$

Avec :

E : Module de Young [Pa].

ν : Coefficient de Poisson [-].

α : Coefficient de dilatation thermique moyen (par rapport à la référence de 293 K) [K⁻¹].

T : Température [K]

Un système d'équations liant les contraintes (**3.24**) aux déplacements (**3.23**) est obtenu (**Eq. 3.25a,b,c**) :

$$\sigma_r = \frac{1-\nu}{\nu} \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{du}{dr} - \alpha\Delta T \right) + \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{u}{r} + \frac{dw}{dz} - 2\alpha\Delta T \right) \quad \mathbf{(3.25a)}$$

²¹ Cette hypothèse énonce que le déplacement radial est prépondérant devant le déplacement axial.

$$\sigma_{\theta} = \frac{1-\nu}{\nu} \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{u}{r} - \alpha\Delta T \right) + \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{du}{dr} + \frac{dw}{dz} - 2\alpha\Delta T \right) \quad (3.25b)$$

$$\sigma_z = \frac{1-\nu}{\nu} \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{dw}{dz} - \alpha\Delta T \right) + \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{du}{dr} + \frac{u}{r} - 2\alpha\Delta T \right) \quad (3.25c)$$

En combinant ce système avec les équations d'équilibre, deux équations sont obtenues pour calculer les déplacements u et w (**Eq. 3.26 et 3.27**) :

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{d(\alpha\Delta T)}{dr} \quad (3.26)$$

$$\frac{d^2w}{dz^2} = 0 \quad (3.27)$$

Par intégrations successives, il vient (**Eq. 3.28 et 3.29**) :

$$u(r) = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1}{r} \int_{r_i}^r \alpha T r dr + C_1 r + \frac{C_2}{r} \quad (3.28)$$

$$w(z) = C_3 z + C_4 \quad (3.29)$$

Avec :

C_1 : Constante d'intégration [sans unité].

C_2 : Constante d'intégration [m^2].

C_3 : Constante d'intégration [sans unité].

C_4 : Constante d'intégration [m].

Aucun déplacement n'est possible en bas de l'aiguille, $w(0) = 0$ d'où $C_4 = 0$.

Finalement, en injectant ces formulations des déplacements dans le système contraintes-déplacements et dans le système contraintes-déformations, il vient 2 systèmes linéaires de 3 équations à 3 inconnues (C_1, C_2, C_3) (**Eq. 3.30a,b,c et 3.31a,b,c**) :

$$\sigma_r(r) = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha \Delta T r dr + \frac{C_1}{\nu} - \frac{1-2\nu}{\nu} \frac{C_2}{r^2} + C_3 \right] \quad (3.30a)$$

$$\sigma_{\theta}(r) = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \alpha \Delta T + \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha \Delta T r dr + \frac{C_1}{\nu} + \frac{1-2\nu}{\nu} \frac{C_2}{r^2} + C_3 \right] \quad (3.30b)$$

$$\sigma_z(r) = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \alpha \Delta T + 2C_1 + \frac{1-\nu}{\nu} C_3 \right] \quad (3.30c)$$

Et :

$$\varepsilon_{\theta}(r) = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha \Delta T r dr + C_1 + \frac{C_2}{r^2} \quad (3.31a)$$

$$\varepsilon_r(r) = -\varepsilon_{\theta}(r) + \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha \Delta T + 2C_1 \quad (3.31b)$$

$$\varepsilon_z(r) = C_3 \quad (3.31c)$$

Les constantes (C_1, C_2, C_3) sont déterminées avec les conditions aux limites suivantes (**Eq. 3.32a,b,c**) :

$$\sigma_r(r_i) = -p_i \quad \text{(3.32a)}$$

$$\sigma_r(r_e) = -p_e \quad \text{(3.32b)}$$

$$\int_{r_i}^{r_e} 2\pi r \sigma_z dr = F_z \quad \text{(3.32c)}$$

Avec :

F_z : Forces axiales s'exerçant sur le cylindre [N].

D'où (**Eq. 3.33a,b,c**) :

$$C_1 = -\frac{1-\nu}{E} \frac{p_e r_e^2 - p_i r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} - \frac{\nu}{E\pi} \frac{F_z}{r_e^2 - r_i^2} + \frac{1-3\nu}{2(1-\nu)} \frac{1}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha \Delta T r dr \quad \text{(3.33a)}$$

$$C_2 = -\frac{1+\nu}{E} \frac{r_e^2 r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} (p_e - p_i) + \frac{1+\nu}{2(1-\nu)} \frac{r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha \Delta T r dr \quad \text{(3.33b)}$$

$$C_3 = -\frac{2\nu}{E} \frac{p_e r_e^2 - p_i r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} - \frac{1}{E\pi} \frac{F_z}{r_e^2 - r_i^2} + \frac{1}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha \Delta T r dr \quad \text{(3.33c)}$$

Les champs de contraintes, déformations et déplacements sont ainsi calculés analytiquement. Il suffit à présent d'adapter ces relations au milieu considéré (combustible ou gaine).

3.7.2 Prise en compte de la plasticité

Deux modèles de plasticité sont considérés selon le milieu traité : un modèle de plasticité parfaite pour le combustible et un modèle de plasticité linéaire (plasticité avec écrouissage linéaire) pour la gaine.

3.7.2.1 Plasticité parfaite

La plasticité parfaite est simple à traiter. Le modèle thermoélastique précédent permet de calculer la contrainte équivalente σ_{eq} [Pa], dite de Von Misès (**Eq. 3.34**) :

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2} \quad \text{(3.34)}$$

Lorsque cette contrainte est supérieure à la limite élastique du matériau R_p , les contraintes dans toutes les directions ne sont plus calculées et la contrainte équivalente est fixée constante, égale à la limite élastique du matériau et les déplacements ne sont plus calculés.

3.7.2.2 Plasticité linéaire

Les déformations plastiques sont irréversibles, contrairement aux déformations élastiques. Par conséquent, lorsque le matériau dépasse la limite élastique, les déformations instantanées calculées doivent prendre en compte les déformations plastiques précédentes. La formulation de la loi de comportement plastique est donc incrémentale, contrairement à la formulation des déformations élastiques qui est intégrale.

En supposant que les couronnes cylindriques du milieu considéré sont à l'équilibre ($\text{div } \Delta \vec{\sigma} = \vec{0}$, hypothèse utilisée et validée dans PHYSURA [23]), la formulation de ce

modèle de plasticité se fait en écrivant les équations d'écoulement de Prandtl-Reuss [36] (Eq. 3.35a,b,c) :

$$\Delta\varepsilon_{rp} = \frac{\varepsilon_p}{2(\sigma_{eq}-Rp)} [2\Delta\sigma_r - (\Delta\sigma_\theta + \Delta\sigma_z)] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.35a)$$

$$\Delta\varepsilon_{\theta p} = \frac{\varepsilon_p}{2(\sigma_{eq}-Rp)} [2\Delta\sigma_\theta - (\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_z)] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.35b)$$

$$\Delta\varepsilon_{zp} = \frac{\varepsilon_p}{2(\sigma_{eq}-Rp)} [2\Delta\sigma_z - (\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_\theta)] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.35c)$$

Avec :

ε_p : Déformation plastique équivalente [-]. (cf. Eq 3.36)

ε_{pi} : Projection de ε_p dans la direction i [-].

σ_{eq} : Contrainte équivalente [Pa]. ($\sigma_{eq} > Rp$)

Rp : Limite élastique du matériau [Pa].

La relation contrainte-déformation s'écrit avec un modèle de plasticité linéaire (Eq. 3.36) :

$$\varepsilon_p = \frac{(\sigma_{eq}-Rp)}{K} \quad (3.36)$$

Avec :

K : Module d'écrouissage du matériau [Pa].

La formulation précédente devient dans le domaine plastique (Eq. 3.37a,b,c) :

$$\Delta\varepsilon_{rp} = \frac{1}{K} \left[\Delta\sigma_r - \frac{1}{2}(\Delta\sigma_\theta + \Delta\sigma_z) \right] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.37a)$$

$$\Delta\varepsilon_{\theta p} = \frac{1}{K} \left[\Delta\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_z) \right] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.37b)$$

$$\Delta\varepsilon_{zp} = \frac{1}{K} \left[\Delta\sigma_z - \frac{1}{2}(\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_\theta) \right] + \alpha\Delta(\Delta T) \quad (3.37c)$$

Ce qui est analogue à la loi de Hooke en remplaçant le module de Young par le module d'écrouissage K et le coefficient de Poisson par $\frac{1}{2}$.

Ainsi, l'ensemble de la formulation du champ de contrainte avec le modèle thermoélastique peut être reprise pour la formulation du champ de contrainte dans le domaine plastique avec l'hypothèse de plasticité linéaire. Cependant, ce ne sont plus les contraintes qui sont calculées, mais les incréments de contraintes sur un pas de temps. Le champ de contrainte et de déformation se calculent à partir des incréments de contrainte et de déformation suivants (Eq. 3.38a,b,c) :

$$\Delta\sigma_r = \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha\Delta(\Delta T)rdr + \frac{C_1}{\nu} - \frac{1-2\nu}{\nu} \frac{C_2}{r^2} + C_3 \right] \quad (3.38a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \frac{Ev}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \alpha\Delta(\Delta T) + \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha\Delta(\Delta T)rdr + \frac{C_1}{\nu} + \frac{1-2\nu}{\nu} \frac{C_2}{r^2} + C_3 \right] \quad (3.38b)$$

$$\Delta\sigma_z = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[-\frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{\nu(1-\nu)} \alpha\Delta(\Delta T) + 2C_1 + \frac{1-\nu}{\nu} C_3 \right] \quad (3.38c)$$

Avec :

$\Delta(\Delta T)$: Incrément de température local sur un pas de temps [K].

Et (Eq. 3.39a,b,c) :

$$\Delta\varepsilon_\theta = \frac{1+\nu}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \int_{r_i}^r \alpha\Delta(\Delta T) r dr + C_1 + \frac{C_2}{r^2} \quad (3.39a)$$

$$\Delta\varepsilon_r = -\Delta\varepsilon_\theta + \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha\Delta(\Delta T) + 2C_1 \quad (3.39b)$$

$$\Delta\varepsilon_z = 0 \quad (3.39c)$$

Les nouvelles constantes (C_1, C_2, C_3) sont déterminées grâce aux conditions limites suivantes (Eq. 3.40a,b,c) :

$$\Delta\sigma_r(r_i) = -\Delta p_i \quad (3.40a)$$

$$\Delta\sigma_r(r_e) = -\Delta p_e \quad (3.40b)$$

$$\int_{r_i}^{r_e} 2\pi r \Delta\sigma_z dr = \Delta F_z \quad (3.40c)$$

Ces incréments étant des incréments sur un pas de temps.

D'où (Eq. 3.41a,b,c) :

$$C_1 = -\frac{1-\nu}{E} \frac{\Delta p_e r_e^2 - \Delta p_i r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} - \frac{\nu}{E\pi} \frac{\Delta F_z}{r_e^2 - r_i^2} + \frac{1-3\nu}{2(1-\nu)} \frac{1}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha\Delta(\Delta T) r dr \quad (3.41a)$$

$$C_2 = -\frac{1+\nu}{E} \frac{r_e^2 r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} (\Delta p_e - \Delta p_i) + \frac{1+\nu}{2(1-\nu)} \frac{r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha\Delta(\Delta T) r dr \quad (3.41b)$$

$$C_3 = -\frac{2\nu}{E} \frac{\Delta p_e r_e^2 - \Delta p_i r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} - \frac{1}{E\pi} \frac{\Delta F_z}{r_e^2 - r_i^2} + \frac{1}{r_e^2 - r_i^2} \int_{r_i}^{r_e} \alpha\Delta(\Delta T) r dr \quad (3.41c)$$

À ce stade, les champs de contraintes et de déformations sont entièrement déterminés, à la connaissance des conditions limites et du champ de températures près. Ces formulations sont appliquées au combustible et à la gaine.

3.7.3 Application au combustible et à la gaine.

La **Table 3.3** ci-dessous résume les grandeurs à utiliser pour adapter la formulation précédente au combustible ou à la gaine.

En toute rigueur, le bilan des forces axiales sur le combustible devrait faire intervenir :

- La force du ressort fixé au niveau du plénum supérieur (cf. **Annexe 3**). Cependant, ce ressort perd ses propriétés mécaniques (raideur) pendant l'irradiation [36]. Le bilan où la force du ressort n'est pas prise en compte est donc réaliste uniquement pour une aiguille irradiée (cas des aiguilles expérimentales CABRI) ;
- Le poids de la colonne combustible. En considérant la pastille combustible située tout en bas de l'aiguille, elle subit le poids exercé par le reste de la colonne combustible, soit le poids d'une masse d'environ 100 g. Cela représente une force

d'environ 1 N à comparer avec la force exercée par les gaz des plénums (de 1 bar à plusieurs dizaines de bar) sur la colonne :

$$F_{\text{gaz}} = p_{\text{plenum}} S_{\text{Surface supérieure de la colonne}} \sim 10^6 \cdot \pi \cdot 0.005^2 \sim 10 \text{ N}$$

L'effet du poids de la colonne combustible est donc négligé.

Les paragraphes suivants détaillent les calculs des pressions affichées dans la **Table 3.3**.

Grandeur physique/Milieu	Combustible	Gaine
r_i (m)	$r_{\text{interne combustible}} (r_{ic})$	$r_{\text{interne gaine}} (r_{ig})$
r_e (m)	$r_{\text{externe combustible}} (r_{ec})$	$r_{\text{externe gaine}} (r_{eg})$
p_i (Pa)	$p_{\text{plenum}} (\text{combustible non fondu})$ $p_{\text{cavité}} (\text{combustible fondu})$	$p_{\text{plenum}} (\text{jeu ouvert})$ $p_{\text{contact}} (\text{jeu fermé})$
p_e (Pa)	$p_{\text{plenum}} (\text{jeu ouvert})$ $p_{\text{contact}} (\text{jeu fermé})$	$p_{\text{ext}} (\text{pression du sodium})$
E (Pa)	E_c	E_g
K (Pa)	0 (plastique parfait)	K_g
ν (-)	ν_c	ν_g
$\alpha\Delta T$ (-)	$(\alpha\Delta T)_c$	$(\alpha\Delta T)_g$
F_z (N)	$-p_{\text{plenum}} \pi (r_{ec}^2 - r_{ic}^2)$	$p_{\text{plenum}} \pi r_{ig}^2 - p_{\text{ext}} \pi r_{eg}^2$ (effet de fond) ²²

Table 3.3 : Grandeurs à utiliser pour l'analyse mécanique combustible/gaine.

3.7.3.1 Calcul de la pression dans les plénums gazeux p_{plenum}

L'évolution de la pression gazeuse dans les plénums se calcule en considérant que la quantité de gaz (en mole) présent dans l'aiguille est égale à la somme des quantités de gaz présentes dans les volumes libres de l'aiguille et en les assimilant à des gaz parfaits [24] (Eq. 3.42) :

$$p_{\text{plenum}} = \frac{R n_{\text{gaz}}}{\sum T_{\text{libre}}} \quad (3.42)$$

Avec :

R : Constante des gaz parfaits [8,314 J.mol⁻¹.K⁻¹].

n_{gaz} : Quantité de gaz présente dans l'aiguille (gaz de remplissage + gaz relâchés) [mol].

V_{libre} : Volume libre dans l'aiguille (trou central + jeu + plénum) [m³].

T_{libre} : Température moyenne des gaz dans chaque volume libre [K].

²² Force de traction verticale appliquée sur la gaine induite par la différence de pression entre l'intérieur de l'aiguille combustible et la pression externe (pression du canal sodium).

Dans OCARINa, la pression initiale des gaz dans les plénums est directement issue d'un calcul de pré-irradiation GERMINAL [19]. Une analyse de sensibilité a été effectuée sur la quantité de gaz présent dans l'aiguille, ce point est discuté au **Chapitre 4**.

3.7.3.2 Calcul de la pression dans la cavité fondue $p_{\text{cavité}}$

Lorsque le combustible atteint sa température de fusion, une cavité fondue se forme au centre des pastilles (cf. **Chapitre 2**). Le calcul de la pression dans la cavité, qui est un paramètre influant pour la rupture de la gaine (cf. §3.1), est réalisé à partir de la loi de SAS-SFR [32] qui prend en compte l'effet des gaz de fission contenus dans la cavité et la tension de vapeur du combustible à sa température moyenne instantanée (vapeur de combustible en équilibre thermodynamique avec le combustible liquide) (**Eq. 3.43**) :

$$p_{\text{cavité}} = \frac{R n_{\text{gaz}} T_{\text{cavité}}}{V_{\text{cavité}}} + p_{\text{vf}} \quad (3.43)$$

Avec :

$T_{\text{cavité}}$: Température moyenne de la cavité fondue (cf. **Chapitre 2**) [K].

$V_{\text{cavité}}$: Volume de combustible fondu dans cavité fondue [m^3].

p_{vf} : Tension de vapeur saturante du combustible [Pa].

3.7.3.3 Calcul de la pression de contact p_{contact}

Lors d'un UTOP, la dilatation thermique du combustible ainsi que son expansion volumique en cas de fusion peut provoquer la fermeture du jeu pastille-gaine et induire un chargement mécanique supplémentaire sur la gaine. Ce chargement est représenté par une pression dite de contact p_{contact} qui se calcule en écrivant le déplacement imposé par le combustible sur la gaine (**3.44a,b**) :

$$u_g(r = r_{\text{interne gaine}}) = u_c(r = r_{\text{externe combustible}}) \quad (3.44a)$$

$$r_{\text{interne gaine}} \left(1 + \varepsilon_{\theta \text{gaine}}(r = r_{\text{interne gaine}})\right) = r_{\text{externe combustible}} \left(1 + \varepsilon_{\theta \text{combustible}}(r = r_{\text{externe combustible}})\right) \quad (3.44b)$$

Cette relation fournie (**Eq. 3.45**) :

$$\frac{r_{\text{ec}} - r_{\text{ig}}}{I} + \frac{1}{I} \left[\frac{r_{\text{ic}}^2}{r_{\text{ec}}^2 - r_{\text{ig}}^2} \frac{2r_{\text{ec}} p_{\text{plenum}}}{E_f} + \frac{r_{\text{eg}}^2}{r_{\text{eg}}^2 - r_{\text{ig}}^2} \frac{2r_{\text{ic}} p_{\text{ext}}}{E_c} + \frac{v_f r_{\text{ec}} p_{\text{plenum}}}{E_f} + \frac{v_c r_{\text{ic}} p_{\text{plenum}} r_{\text{ic}}^2 - p_{\text{ext}} r_{\text{ec}}^2}{r_{\text{eg}}^2 - r_{\text{ig}}^2} \right] + \frac{1}{I} \left[r_{\text{ec}} \int_{r_{\text{ic}}}^{r_{\text{ec}}} (\alpha \Delta T)_f r dr - r_{\text{ig}} \int_{r_{\text{ig}}}^{r_{\text{eg}}} (\alpha \Delta T)_c r dr \right] \quad (3.45)$$

Avec :

$$I = \frac{r_{\text{ig}}}{E_c} \left(\frac{r_{\text{eg}}^2 + r_{\text{ig}}^2}{r_{\text{eg}}^2 - r_{\text{ig}}^2} + v_c \right) + \frac{r_{\text{ec}}}{E_f} \left(\frac{r_{\text{ec}}^2 + r_{\text{ic}}^2}{r_{\text{ec}}^2 - r_{\text{ic}}^2} - v_f \right) : \text{Constante d'interaction [m.Pa}^{-1}\text{]}.$$

3.7.3.4 Calcul de la pression du sodium p_{ext}

La pression externe est récupérée directement des rapports d'essai et elle est supposée invariante dans le temps. Cette hypothèse est justifiée lorsque le sodium est monophasique liquide (cf. **Chapitre 2**). Dans le cadre de la modélisation d'OCARINa, si

au cours du transitoire UTOP, l'écoulement devient diphasique ou monophasique valeur, la valeur de la pression est conservée égale à sa valeur initiale en monophasique liquide. Cette pression s'appliquant sur la face externe de la gaine est inférieure à la pression en monophasique liquide (effet des pertes de charge), qui est déjà largement inférieure à la pression interne de l'aiguille, le champ de contraintes y est donc peu sensible. Certains logiciels comme IAMBUS [41], dédié à l'étude des aiguilles RNR (logiciel ayant permis le développement de GERMINAL) supposent même que cette pression est nulle.

3.7.4 Bilan

Les formulations des paragraphes précédents permettent de déterminer le champ de contraintes ainsi que les déformations de l'aiguille combustible. Le calcul de la contrainte équivalente primaire de membrane \overline{P}_m est ainsi possible et l'implémentation du critère de rupture peut être réalisée.

Avant de présenter la validation de la modélisation thermomécanique, le paragraphe suivant expose la méthode d'implémentation de ces modèles dans OCARINa.

3.8 Implémentation des modèles thermomécaniques dans OCARINa

Contrairement au module de thermique, permettant de calculer le champ de températures dans l'aiguille combustible et la gaine grâce à une résolution numérique des équations de conservation de l'énergie, le module thermomécanique est un module de post-traitement de la résolution thermique. Le module de mécanique est en effet chaîné au module de thermique et le maillage utilisé est identique au maillage thermique.

Le champ de températures étant connu à chaque instant de calcul, les étapes suivantes sont réalisées dans l'architecture de l'outil OCARINa :

- Calcul des propriétés thermomécaniques : module de Young, module d'écroutissage, limite élastique, limite à rupture, etc...
- Calcul du champ de contraintes et du champ de déformations en tous points du maillage définis pour le module de thermique.
- Calcul de la nouvelle géométrie : évolution du maillage à chaque élévation.
- Calcul de l'épaisseur du jeu, si celle-ci est inférieure à un seuil (égal en pratique à la taille des rugosités de la gaine, soit 10 microns [36]), le modèle de pression de contact est activé.
- Interrogation du critère de rupture, la simulation s'arrêtant lorsque la rupture de gaine est prédite.
- Passage au pas de temps suivant.

3.9 Validation expérimentale CABRI

La validation expérimentale²³ des modèles thermomécaniques est faite sur la base de deux données expérimentales : l'instant de rupture de la gaine et la cote de rupture. Pour cette validation expérimentale, 5 essais CABRI ont été retenus. Le choix de ces essais est motivé par :

- La disponibilité des données expérimentales.
- La diversité des designs d'aiguille.
- La diversité de l'état thermohydraulique du canal sodium, et donc la diversité du chargement thermique de la gaine lors de l'essai.

La **Table 3.4** synthétise les caractéristiques des essais retenus :

Tests	E6	E7	LT1	E8	E13
État thermohydraulique du sodium lors de l'excursion de puissance	Contraint (liquide)	Contraint (liquide)	Semi-contraint (diphasique)	Semi-contraint (diphasique)	Non contraint (vapeur)
$\frac{P_{\max}}{P_0}$ ($t_{P_{\max}}$) (cf. Figure 2.11)	30.3 (567 ms)	154 (450 ms)	24.1 (575 ms)	92.8 (527 ms)	12 (300 ms)
Énergie injectée au PFM (kJ/g)	1.24	1.67	1.34	1.47	1.40
Aiguille	VIGGEN-4	OPHELIE-6	QUASAR	OPHELIE-6	VIGGEN-4

Table 3.4 : Synthèse des essais CABRI retenus pour la validation des modèles thermomécaniques d'OCARINa.

La réalisation des essais en canal semi-contraint est faite par une décroissance du débit dans la section d'essai, induisant une augmentation de la température du sodium dans la section au début du transitoire. Lorsque la température du sodium en tête de colonne chauffante dépasse la température de saturation, l'excursion de puissance est déclenchée.

L'excursion de puissance pour les essais en canal non contraint est déclenchée lorsque l'ébullition s'est propagée pendant une durée déterminée. À titre d'exemple, l'excursion de puissance lors de l'essai E13 a été déclenchée près de 4 s après la détection de l'ébullition dans la section d'essai.

²³ En complément d'une validation expérimentale, une vérification numérique avec une comparaison logiciel à logiciel avec GERMINAL a été effectuée. Cependant, GERMINAL n'étant pas conçu pour calculer la rupture de la gaine mais seulement des marges de dimensionnement, il a été envisagé de comparer les résultats de GERMINAL et d'OCARINa sur des distributions radiales de contraintes dans la gaine. Suite à différents échanges avec les développeurs/utilisateurs de GERMINAL, il a finalement été conclu qu'une telle comparaison n'était pas pertinente car OCARINa ne simule pas la phase de pré-irradiation. Il y a donc une différence de modélisation importante. La validation numérique du module thermomécanique a donc été abandonnée.

Dans OCARINa, ces procédures d'essais pour les canaux semi-contraints et contraints ont été faites à l'aide des lois de décroissance de débit extraites des rapports d'essais (lois hyperboliques). Une fois le critère de déclenchement de l'excursion de puissance dépassé (température de sortie du sodium par exemple), la puissance augmente.

Numériquement, le maillage utilisé est identique à celui utilisé pour la validation du module de thermique (cf. Chapitre 2). La **Table 3.5** résume le travail de validation réalisé.

Essais	E6	E7	LT1	E8	E13
t_{rupture exp} (ms)	567	467	385	527	250
t_{rupture OCARINa} (ms)	511	423	392	560	224
Erreur relative (%)	7,7	9,4	1,8	6,3	10,4
z_{rupture exp} (cm/BCF)	52 ± 2	53	48	51-57	38-59
z_{rupture OCARINa} (cm/BCF)	53	46	52	48	50
Erreur relative (%)	2	11	8,3	11*	3*

* erreur calculée à partir de la valeur médiane de la gamme expérimentale relevée.

Table 3.5 : Synthèse des résultats de validation obtenus pour les modèles thermomécaniques d'OCARINa (BCF = Bas de la Colonne fissile).

Aucune incertitude de mesure n'est relevée sur les rapports d'essais à l'exception des cotes de rupture de gaine pour les essais E8 et E13 où un intervalle de rupture est relevé.

Ces résultats montrent que le temps à rupture est prédit correctement à 10,4 % près pour la plus mauvaise prédiction, représentant un écart de quelques dizaines de millisecondes. Quant à la cote de la rupture, elle est prédite à 11 % près pour la plus mauvaise prédiction, représentant un écart de quelques centimètres.

Les relevés expérimentaux de la cote à rupture de la gaine peuvent présenter une dispersion de plusieurs centimètres (cas des essais E8 et E13), un écart de 11 % est donc jugé acceptable. Concernant le temps à rupture, des calculs PHYSURA réalisés pour l'interprétation des essais E7 et E8 [42] ont montré des écarts compris entre 5 et 10 % par rapport à la donnée expérimentale. Les résultats OCARINa, à l'exception du calcul du temps à rupture pour l'essai E13, présentent des écarts similaires à ceux obtenus par PHYSURA, permettant de les juger acceptables, OCARINa étant développé dans le but de pouvoir réaliser des calculs rapides avec une précision connue en soutien aux études de conception. Cette validation expérimentale n'est pas suffisante afin de valider pleinement le module de thermomécanique. Contrairement au module de thermique, validé avec une base d'essais conséquente et une comparaison logiciel à logiciel, ce module n'est validé qu'avec des données intégrales (caractéristique de la rupture de gaine). Idéalement, la mise en œuvre d'une comparaison logiciel à logiciel doit être faite car il existe peu de données expérimentales relatant de la thermomécanique de l'aiguille (mesure du champ de contraintes inexistantes par exemple). Cependant, en regard des objectifs d'OCARINa, un calcul réaliste d'une rupture de gaine est suffisant.

3.10 Conclusion

Ce chapitre de thèse présente des éléments généraux de la phénoménologie de la rupture de la gaine lors d'une excursion de puissance dans une aiguille de RNR-Na. Afin de pouvoir modéliser la rupture de la gaine, un état de l'art des critères de rupture est fait. Le critère retenu est un critère inspiré des règles de dimensionnement incluses dans le RCC-MRx faisant intervenir le champ de contraintes dans la gaine. Afin de calculer ce champ de contraintes, un bilan des déformations est réalisé dans le combustible et la gaine, les deux milieux étant couplés par la pression régnant dans le jeu pastille-gaine ou directement en cas d'interaction mécanique. Une évaluation des ordres de grandeur des différents termes de déformations dans le combustible et la gaine a permis de simplifier le champ de contraintes dans le combustible et la gaine. Ce champ est calculé à l'aide d'un modèle thermoélastique auquel est ajouté un modèle analytique de plasticité.

Ce modèle, chaîné au modèle thermique présenté au **Chapitre 2**, a ensuite été testé sur différentes simulations d'essais UTOP dans CABRI en s'intéressant à l'instant et à la cote de rupture de gaine. Ces simulations ont permis de valider le modèle thermomécanique et de démontrer la bonne représentativité des résultats de l'outil OCARINa vis-à-vis des données expérimentales à 10 % près pour le temps à rupture et 11 % près pour la cote à rupture. En particulier, l'outil OCARINa est capable :

- De calculer le champ de contraintes et de déformations de l'aiguille combustible.
- De prédire l'instant et la cote à rupture de la gaine lors d'une excursion de puissance.

Le temps CPU est peu impacté par le chaînage du modèle thermomécanique, un transitoire complet de 1s est simulé en approximativement une minute.

Ce travail permet de finaliser la modélisation de la thermomécanique d'OCARINa et de conclure le développement d'OCARINa tel qu'il est présenté en introduction de ce travail de thèse (cf. **Chapitre 1**).

Le prochain chapitre est dédié à la démonstration de l'utilité d'OCARINa dans le contexte de l'approche physico-statistique (ou BEPU – Best Estimate Plus Uncertainties) avec la présentation de cas d'applications sur des simulations CABRI.

Chapitre 4 : Étude Best-Estimate Plus Uncertainties de transitoires CABRI

Les chapitres 2 et 3 présentent respectivement le développement des modules de thermique, thermohydraulique et thermomécanique d'OCARINa. Le travail de validation associé a montré que le logiciel OCARINa est capable de reproduire avec une bonne prédictibilité les résultats expérimentaux des essais CABRI et CESAR et a permis de déterminer les incertitudes associées à ses résultats. Ce chapitre présente une analyse BEPU de transitoires CABRI afin d'étudier l'influence de différentes sources d'incertitudes sur les résultats de calculs par la mise en application d'une méthode de propagation d'incertitudes sur les modèles et les données d'entrée d'OCARINa et d'illustrer l'intérêt des outils physiques orientés-conception. Après une brève introduction sur la classification des incertitudes, la liste des paramètres incertains retenus pour la propagation d'incertitudes est présentée avec les densités de probabilité correspondantes. Les caractéristiques de l'étude BEPU et les cas-tests CABRI retenus sont ensuite présentés avec les résultats.

4.1 Éléments généraux sur la classification des incertitudes

De manière générale, les incertitudes ont les sources suivantes :

- Incertitudes de modèles qui sont portées par les modèles simulant les phénomènes physiques dominants de la situation de fonctionnement étudiée. Elles incluent les incertitudes paramétriques liées aux paramètres d'entrées de ces modèles.
- Incertitudes (ou biais) numériques, qui sont liées notamment à la représentation du système (simplification des composants, etc.) et à la discrétisation spatiale/temporelle.
- Incertitudes de transposition. Les écarts calcul-expérience déterminés à l'échelle réduite de l'expérience (échelle d'une section d'essais typiquement) doivent être transposés à l'échelle réacteur.
- Incertitudes liées à la variabilité des hypothèses du scénario accidentel (i.e. conditions initiales et aux limites du cas simulé, hypothèses liées au déclenchement des systèmes de secours et de sauvegarde, etc.).
- Incertitudes technologiques, qui sont relatives à la conception du réacteur.

Pour ces études BEPU, seules les incertitudes de modèles et les incertitudes numériques sont considérées. La quantification des autres incertitudes n'est pas pertinente pour l'instant car ces études BEPU sont réalisées sur des cas-tests expérimentaux. Lorsqu'OCARINa pourra modéliser un réacteur nucléaire entier, ce qui est une perspective de développement (cf. **Chapitre 5**), ces incertitudes devront être quantifiées.

Selon sa source, l'incertitude sera donc classée pour ces études en deux catégories distinctes : l'incertitude de modèle ou l'incertitude paramétrique [43]. 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.

En plus de cette classification sur la source de l'incertitude, elle peut être classée selon son type [43] :

- 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 [44].
- 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 [44].

4.2 Paramètres incertains

Pour la simulation d'un transitoire CABRI, les incertitudes peuvent concerner soit les conditions initiales en début de transitoire, soit le déroulement du transitoire. Sont donc distinguées par la suite :

- Les incertitudes paramétriques liées aux conditions initiales en début de transitoire.
- Les incertitudes paramétriques liées au déroulement du transitoire accidentel.
- Les incertitudes de modèle, liées par définition à la modélisation de la physique dans OCARINa.
- Les incertitudes numériques liées au maillage utilisé dans OCARINa.

Ces incertitudes sont décrites par une densité 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 similaires effectués pour le développement des outils BETINa [45] et MACARENa [46] (cf. **Chapitre 1**) ainsi que sur des études de sensibilités et l'étude bibliographique sur les modèles implémentés. Pour ces études de propagation d'incertitudes sur un cas-test CABRI, 9 paramètres sont considérés comme incertains. Ils sont synthétisés dans la **Table 4.1a**, dans laquelle leur densité de probabilité est également donnée. Les définitions des paramètres des lois de densités P1 à P4 sont données dans la **Table 4.1b**. L'identification de ces densités de probabilité s'est appuyée sur les données expérimentales, les données issues de simulations et sur le niveau de connaissance de chacun des paramètres. Pour les variables épistémiques, ces distributions sont généralement déduites de l'avis d'experts. La description de chaque paramètre incertain, associée aux références bibliographiques qui ont permis d'identifier sa distribution de probabilité, est listée ci-après.

Paramètre incertain	Type d'incertitude	Distribution de probabilité	Paramètres de distribution			
			P1	P2	P3	P4
Incertitude sur la conductivité thermique du combustible solide e_{kC}	Aléatoire	Normale tronquée	1	3σ	-0,2	+0,2
Conductivité thermique du combustible liquide ($W.m^{-1}.K^{-1}$) k_{Cl}	Épistémique	Uniforme	2,52	6		
Incertitude sur le nombre de Nusselt (loi d'échange avec le sodium) e_{Nu}	Aléatoire	Normale tronquée	1	3σ	-0,2	+0,2
Incertitude sur la résistance mécanique à rupture en traction de la gaine e_{Rm}	Aléatoire	Uniforme	0	1		
Incertitude sur le module d'écroutissage de la gaine e_K	Aléatoire	Normale tronquée	1	3σ	-0,2	+0,2
Incertitude sur la conductivité thermique du boîtier e_{kTH}	Aléatoire	Normale tronquée	1	3σ	-0,2	+0,2
Quantité de produits de fission contenus dans l'aiguille (mol) n_{PF}	Épistémique	Uniforme	1	10		
Valeur de l'exposant α du coefficient d'échange pastille-gaine $h_{jeu} = 10^\alpha (W.m^{-2}.K^{-1})$	Aléatoire	Uniforme	3	5		

Table 4.1a : Paramètres incertains retenus pour l'étude BEPU.

Distribution de probabilité	Paramètres de distribution			
	P1	P2	P3	P4
Uniforme	Minimum	Maximum		
Normale tronquée	Moyenne	Écart-type	Minimum	Maximum

Table 4.1b : Définitions des paramètres des distributions de probabilité de la Table 4.1a.

4.2.1 Paramètres liés aux conditions initiales

Les paramètres retenus sont au nombre de 2 :

- La quantité de produits de fission retenue dans le combustible : ce paramètre intervient dans le calcul de la pression de la cavité fondue lors de la fusion du combustible. La borne supérieure a été calculée grâce à GERMINAL en simulant le transitoire CABRI-E5 présentant un taux de rétention de produit de fission élevé. Cette simulation a permis de prendre la valeur de 10 moles sur tout le volume du combustible comme valeur initiale. La borne inférieure est fixée par défaut à 1 mole (une valeur nulle ne permettrait pas le calcul réaliste de la pression de la cavité fondue étant donné que la totalité des produits de fission n'est pas relâchée).
- La valeur du coefficient d'échange pastille-gaine. Les outils SAS et SIMMER utilisent une valeur fixe proche de $5000 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [47], [10] (à titre de comparaison, le coefficient d'échange gaine-sodium vaut environ $10^5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) pour simuler les accidents graves, notamment pour la simulation des essais CABRI ou des simulations sur un cœur entier. Des calculs GERMINAL ont montré que pour du combustible neuf ou peu irradié, cette valeur pouvait atteindre près de $13\,000 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$. Ces différentes valeurs ont permis d'établir que la valeur du coefficient d'échange pastille gaine pouvait être retrouvée assez fidèlement avec une relation de la forme 10^α avec α suivant une loi uniforme entre 3 et 5 (cf. **Table 4.1a**).

4.2.2 Paramètres de modélisation

Les paramètres retenus sont au nombre de 6 et concernent différentes corrélations utilisées dans OCARINa afin de calculer des propriétés thermiques ou mécaniques :

- Incertitude sur la valeur de la conductivité thermique du combustible solide déterminée sur la base de la corrélation de Philipponeau [48] et déduite de [45].
- Incertitude sur la valeur de la conductivité thermique du combustible liquide déterminée sur la base de deux valeurs distinctes ($2,52$ et $6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) issues de [49].
- Incertitude sur la valeur du nombre de Nusselt [45], lié à l'écoulement du sodium, déterminée sur la base de différentes corrélations expérimentales permettant de calculer le coefficient d'échange convectif avec la corrélation de Lyon-Martinelli.
- Incertitude sur la valeur de la résistance mécanique limite en traction de la gaine déterminée sur la base de corrélations expérimentales utilisées dans GERMINAL [50]. Ces corrélations permettent de calculer deux valeurs pour ce paramètre : une valeur dite « moyenne » et une valeur dite « maximale ». Le paramètre incertain choisi est un paramètre α suivant une loi uniforme (cf. **Table 4.1a**) permettant de tirer aléatoirement la valeur du paramètre entre cette valeur moyenne et cette valeur maximale.
- Incertitude sur la valeur du module d'érouissage de la gaine déterminée sur la base de corrélations expérimentales issues de PHYSURA [51].
- Incertitude sur la valeur de la conductivité thermique du boîtier de la section d'essai CABRI déterminée sur la base de corrélations expérimentales issues de PHYSURA [51].

4.2.3 Hypothèse de non-corrélation des paramètres incertains

Les différentes distributions des paramètres incertains sont établies en considérant que tous ces paramètres incertains sont indépendants les uns des autres. En réalité, tous ces paramètres sont liés par le champ de températures. Par exemple, une diminution de la conductivité thermique du combustible induit une augmentation de la température dans le combustible. Cette augmentation induit une dilatation thermique plus importante du combustible, une fermeture partielle du jeu pastille-gaine et donc finalement une augmentation du coefficient d'échange pastille-gaine. Ce type de modélisation n'est pas pris en compte, mais constitue une perspective de travail en aval de ce travail de thèse (cf. **Chapitre 5**).

4.2.4 Paramètres de maillage

Différentes discrétisations radiales de la gaine sont considérées afin de quantifier l'effet du maillage sur le calcul de la rupture de la gaine (la convergence sur critère thermique ayant été faite, cf. **Chapitre 2**). Trois nombres de mailles radiales (5, 10, 20) ont été choisis. Ces choix sont motivés par l'utilisation de ces maillages dans d'autres outils (10 pour GERMINAL, entre 5 et 10 pour CATHARE²⁴ par exemple).

Une étude de sensibilité préalable a été réalisée pour le maillage radial du combustible permettant de conserver 30 mailles radiales correspondant à un maillage permettant d'obtenir un calcul convergé du champ de température.

4.3 Caractéristiques de l'étude BEPU

4.3.1 Nombre de simulations

Un total de 1000 simulations par transitoire CABRI a été effectué pour cette étude BEPU dont 333 pour le premier maillage de la gaine, 333 et 334 pour les deux autres. 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 [52].

4.3.2 Plan d'expérience

Le plan d'expérience²⁵ choisi est un plan hypercube Latin (LHS : Latin Hypercube Sampling). Le même plan d'expérience a été utilisé pour chaque transitoire simulé (cf. §4.5). Ce choix est motivé par le retour d'expérience de ce type de plan d'expérience avec les outils BETINa [45] et MACARENa [46].

²⁴ Outil de Calcul Scientifique de référence pour la thermohydraulique des réacteurs.

²⁵ Suite ordonnée de simulations.

4.3.3 Nature des simulations

Chacune des 1000 simulations comprend :

- L'établissement du régime permanent : convergence du champ de températures.
- Le transitoire d'excursion de puissance correspondant à l'essai CABRI simulé.

Les critères d'arrêts des simulations sont :

- La détection d'une instabilité numérique (température négative, résultat imaginaire, etc.)
- La détection de la rupture de la gaine.
- L'atteinte du temps final défini par le dernier point de mesure de la trace de puissance (dans le cas de simulation d'une excursion de puissance sans rupture de la gaine).

Lorsqu'un seul de ces critères est atteint, la simulation s'arrête.

4.3.4 Temps de calcul

Le temps de calcul nécessaire pour les 1000 simulations dépend du processeur utilisé et du transitoire simulé (cf. §4.5). Pour cette étude, les 1000 simulations ont été réalisées en parallèle (6 exécutions de MATLAB simultanées avec un processeur Intel Xeon E3-1270 v3 [53]) avec un temps de calcul compris entre 1 et 5h.

4.4 Sorties d'intérêts

4.4.1 Sorties brutes

Pour chaque simulation, les sorties suivantes enregistrées sont celles énumérées dans les **Chapitres 2&3** ayant un intérêt pour la sûreté. Elles sont rassemblées dans la **Table 4.2**.

4.4.2 Identification des paramètres incertains les plus influents

Pour identifier les paramètres incertains ayant le plus d'influence sur une variable de sortie donnée, on considère dans la suite les indices HSIC²⁶ 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 [54]. Contrairement aux indices de Sobol qui sont couramment utilisés, l'obtention de ces indices HSIC, qui sont adaptés aux entrées et sorties multidimensionnelles, ne nécessite que quelques centaines de simulations [54]. Ils sont donc préférés dans le cadre de cette étude.

²⁶ Hilbert-Schmidt Independence Criterion.

Sorties d'intérêt	Notation
Distribution axiale de la température du sodium en régime permanent	$T_{NaPermanent}$ (K)
Élévation de la température du sodium entre l'entrée et la sortie de la section d'essai en régime permanent	dT_{NaP} (K)
Distribution axiale de la température du sodium au moment de la rupture	$T_{NaRupture}$ (K)
Masse de combustible fondu dans l'aiguille combustible à la fin du transitoire	M_{liq} (kg)
Température moyenne de la cavité fondue	T_{cav} (K)
Cote de la rupture de la gaine	z_R (m)
Instant de la rupture de gaine	t_R (s)

Table 4.2 : Sorties d'OCARINA d'intérêt utilisées pour l'analyse physico-statistique.

4.5 Cas-tests

Pour ces études de propagation d'incertitudes, les essais CABRI-E7 et CABRI-E12 ont été retenus. Ces essais, au cours desquels la gaine s'est rompue, sont intéressants car ce sont deux essais présentant des cinétiques d'injection de puissance différentes (cf. **Figure 4.1a**, **4.1 b**), des conditions initiales différentes et des modes de rupture différents.

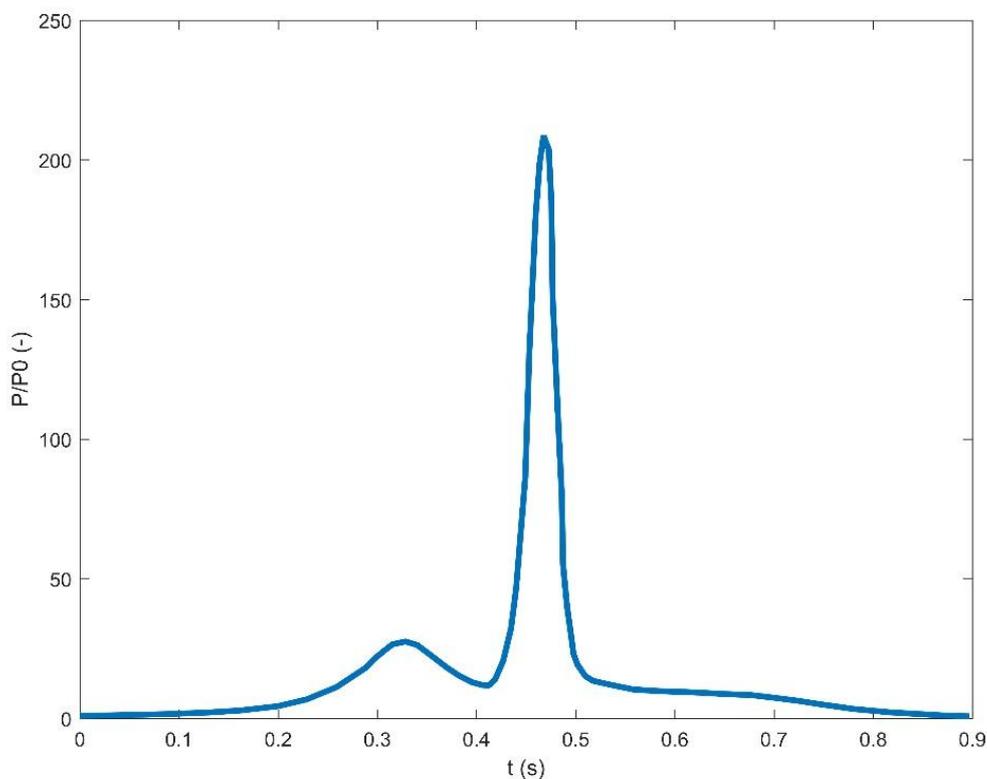


Figure 4.1a : Trace de puissance relative de l'essai CABRI-E7.

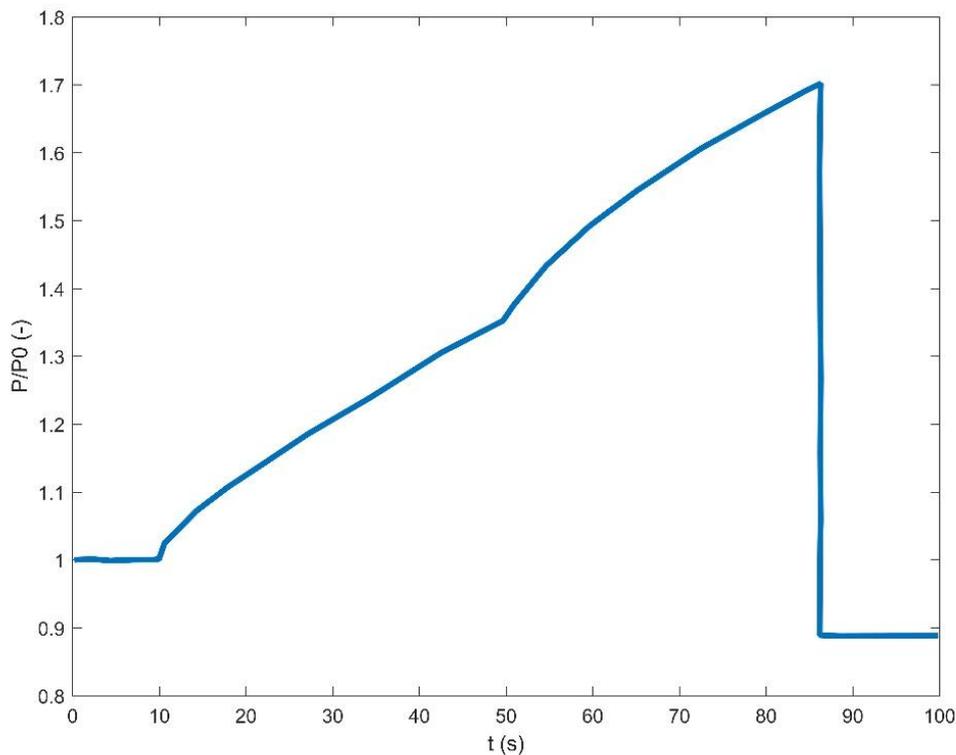


Figure 4.1 b : Trace de puissance relative de l'essai CABRI-E12.

4.5.1 Essai CABRI-E7

L'essai E7 est l'essai le plus énergétique de la campagne CABRI-2 (cf. **Figure 4.2**) avec une énergie déposée de 1,67 kJ/g de combustible au plan de flux maximal. Une des particularités de l'essai E7 est sa puissance linéique élevée avant le déclenchement de l'excursion de puissance (660 W.cm^{-1} contre 400 W.cm^{-1} au plan de flux maximal pour une aiguille de RNR-Na classique en fonctionnement normal [36]). Cet essai constitue donc un cas extrême pour la propagation d'incertitudes car la marge à la fusion du combustible est faible dès le régime permanent (quelques centaines de degrés). La rupture de la gaine a été provoquée par la pressurisation de la cavité fondue dans l'aiguille avec une large extension radiale de la zone fondue dans l'aiguille (85 % au plan de flux maximal).

4.5.2 Essai CABRI-E12

L'essai E12 est le seul essai de rampe de puissance de la campagne CABRI-2 présentant une rupture de gaine. La puissance linéique au plan de flux maximal de 474 W.cm^{-1} en régime permanent est plus représentative du domaine de fonctionnement d'une aiguille de RNR-Na. La rupture de la gaine s'est produite sous l'effet de l'interaction mécanique entre le combustible et la gaine avec une faible extension radiale de la zone fondue dans l'aiguille (inférieure à 10 %). La modélisation de cet essai est à la limite du domaine de validité d'OCARINA. Il a été mis en évidence dans le **Chapitre 2** que la modélisation du coefficient d'échange pastille gaine (constant au cours du transitoire) était justifiée tant

que le temps caractéristique de conduction radiale dans le combustible (de l'ordre de la seconde) était inférieur ou du même ordre de grandeur que la durée du transitoire. L'essai E12 étant un transitoire lent d'une durée de 78 secondes environ, la variation du coefficient d'échange pendant le transitoire aura un impact sur la thermique de l'aiguille, donc sur sa thermomécanique. Cet essai a toutefois été retenu en raison de la faible disponibilité des données expérimentales et il va permettre d'illustrer les conséquences du biais de modélisation du coefficient d'échange pastille-gaine sur les résultats de simulation.

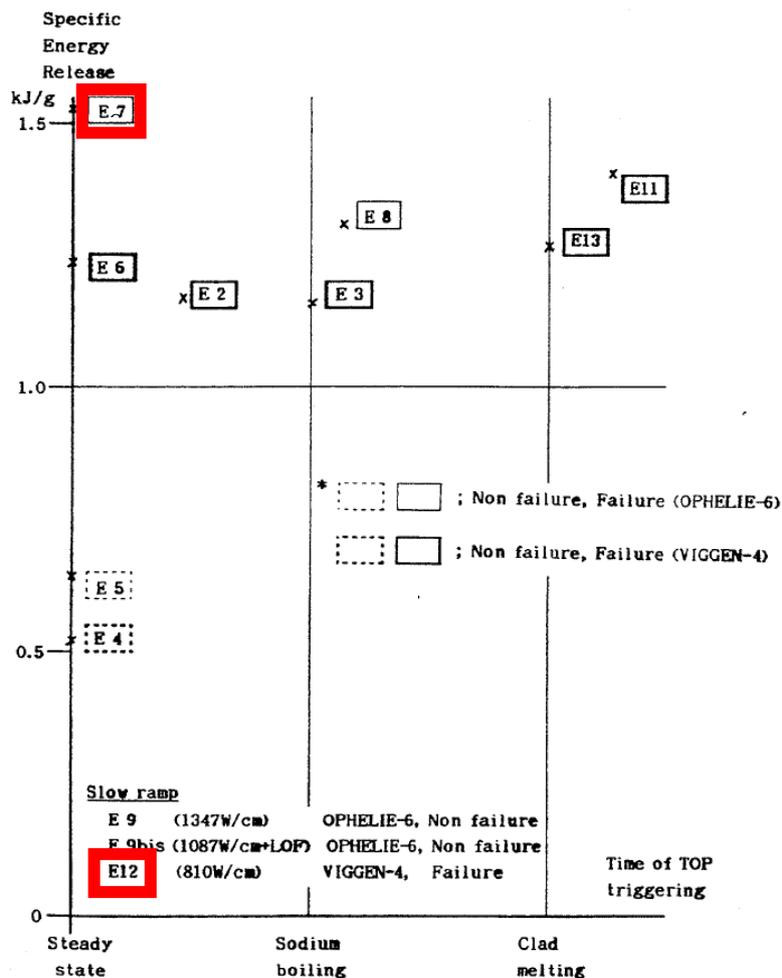


Figure 4.2 : Carte de destruction de la gaine pour la campagne CABRI-2 et situation des essais E7 et E12.

4.6 Résultats généraux de l'étude BEPU

4.6.1 Résultats de l'étude BEPU pour le transitoire E7

4.6.1.1 Distribution des paramètres de sortie

La **Figure 4.3** donne les distributions des paramètres de sortie sur lesquelles sont superposées les données expérimentales (en pointillés) lorsqu'elles sont disponibles.

dT_{NaP} (élévation axiale de la température du sodium en régime permanent) :

La distribution de sortie de dT_{NaP} montre un mode à 177 K avec une dispersion de 2 K (écart de 0,3 % avec la donnée expérimentale de 176,4 K). La **Figure 4.4a** montre le faisceau de courbes obtenu pour la distribution axiale de la température du sodium en régime permanent et un zoom sur la température de sortie est fait sur la **Figure 4.4 b**. Ces résultats mettent en évidence :

- La validité d'OCARINa pour le calcul du régime permanent.
- Le caractère conservatif en énergie de la méthode numérique utilisée pour calculer le champ de températures (cf. **Chapitre 2**). La très faible dispersion (2 K) des faisceaux de courbes des **Figures 4.4a&b** montre en effet que dT_{NaP} est très peu sensible aux variations des paramètres incertains cités dans la **Table 4.1a**. La différence de température entrée-sortie de la section d'essai en régime établi dépend en effet uniquement de la puissance de l'élément combustible P [W], du débit du sodium dans la section d'essai \dot{m} [kg.s⁻¹] et de la capacité calorifique du sodium C_p [J.kg⁻¹.K⁻¹] (**Eq. 4.1**) :

$$dT_{NaP} = \frac{P}{\dot{m} C_p} \quad (4.1)$$

La faible dispersion qui est tout de même visible est induite par le critère de convergence retenu pour détecter l'obtention du régime permanent. Le régime permanent est considéré atteint lorsque la vitesse d'échauffement de tous les matériaux (solide et liquide) est inférieure à 1 K.s⁻¹. Ce critère permet d'obtenir un champ de températures convergé avec un très faible temps de calcul (quelques secondes). En s'autorisant des temps de calcul plus long avec un critère de convergence plus restrictif (vitesse d'échauffement inférieur à 0,01 K.s⁻¹ par exemple), cette dispersion de 2 K est réduite à 0,2 K (vérifié avec 5 simulations OCARINa utilisant des valeurs de paramètres incertains correspondantes aux bornes des gammes de variations), mais avec un temps de calcul d'environ 15 secondes pour l'obtention du régime permanent.

M_{liq} (masse de combustible fondu dans l'aiguille combustible à la fin du transitoire) :

La distribution de sortie de M_{liq} met en évidence un mode à 0,208 kg de combustible fondu (~30 % de la masse totale de combustible de l'aiguille) avec une faible dispersion de 0,008 kg. Cette donnée est donc peu sensible aux variations des paramètres incertains. De plus, le mode de la distribution est en bon accord avec la valeur expérimentale de 0,204 kg de combustible fondu au moment de l'éjection (2 % d'écart).

t_R (instant de la rupture de gaine) :

La distribution de sortie de t_R met en évidence un mode à 0,472 s avec une faible dispersion de 0,010 s. Cette donnée est donc peu sensible aux variations des paramètres incertains. De plus, le mode de la distribution est en bon accord avec la valeur expérimentale de 0,467 s (1 % d'écart).

z_R (cote de la rupture de gaine) :

La distribution de sortie de z_R met en évidence trois mode à 0,36 m, 0,38 m et 0,40 m (une maille axiale mesurant 2 cm, cette dispersion correspond à 3 mailles axiales successives). Cette donnée est donc sensible aux gammes de variation des paramètres incertains. Le mode à 0,40 m est le mode le plus proche de la valeur expérimentale de 0,53 m (à 20 % près).

T_{cav} (température moyenne du combustible dans la cavité fondue) :

La distribution de sortie de T_{cav} met en évidence une distribution relativement uniforme entre 3120 et 3180K. Une relation analytique, proposée par Hall [55], permet de calculer l'énergie mécanique relâchée suite à une interaction combustible liquide – sodium connaissant notamment la température du combustible. En extrapolant ce résultat obtenu dans une section d'essai à un cas-réacteur, c'est-à-dire en considérant que toutes les aiguilles d'un réacteur (50000 en ordre de grandeur soit 200 aiguilles pour 250 assemblages, représentant en ordre de grandeur le cœur ASTRID) se rompent en même temps avec chacune contenant 0,208 kg de combustible fondu (soit 10 tonnes de combustible fondu), une variation de l'énergie mécanique relâchée de 10 MJ est obtenue pour 100 K de variation de la température du combustible fondu. Ainsi, en conservant le critère de tenue de cuve de 800MJ (cf. **Chapitre 1**), une variation de l'énergie mécanique relâchée de 10 MJ représente finalement que 1,25 % de cette limite. Cette variabilité de la température de la cavité fondue n'aura donc pas, à priori, de conséquences sur les études de sûreté.

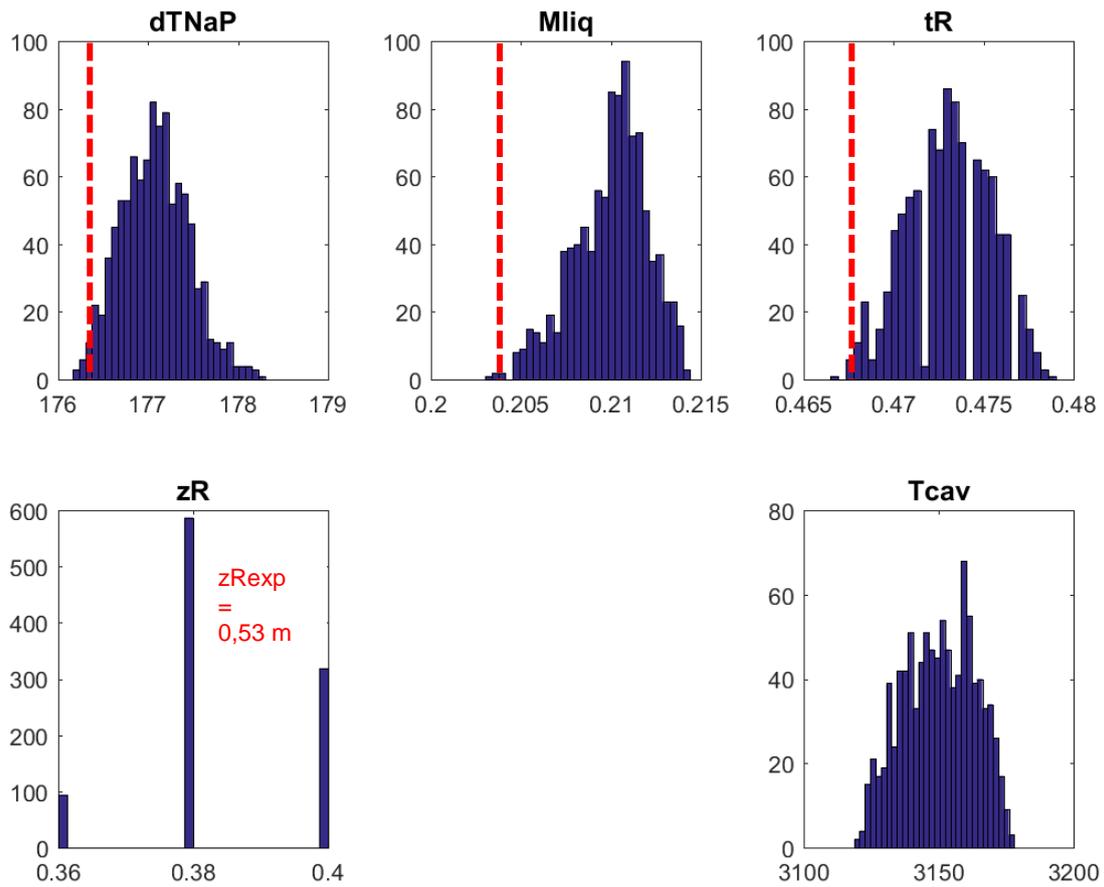


Figure 4.3 : Distributions des paramètres de sortie des 1000 simulations de l'essai E7.

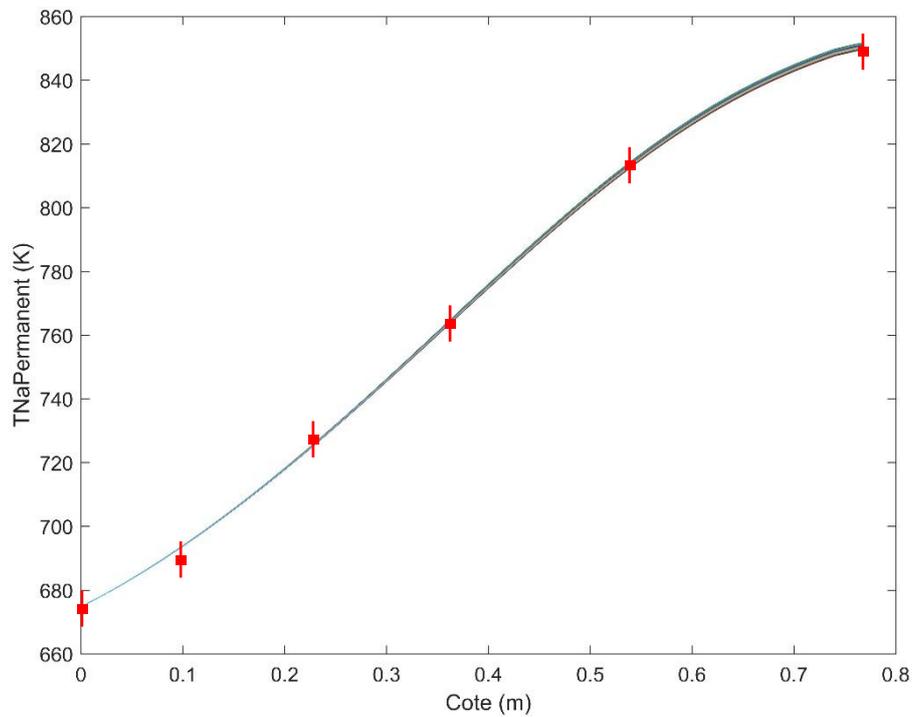


Figure 4.4a : Faisceau de courbe obtenu pour la distribution axiale de $T_{NaPermanent}$ (E7).

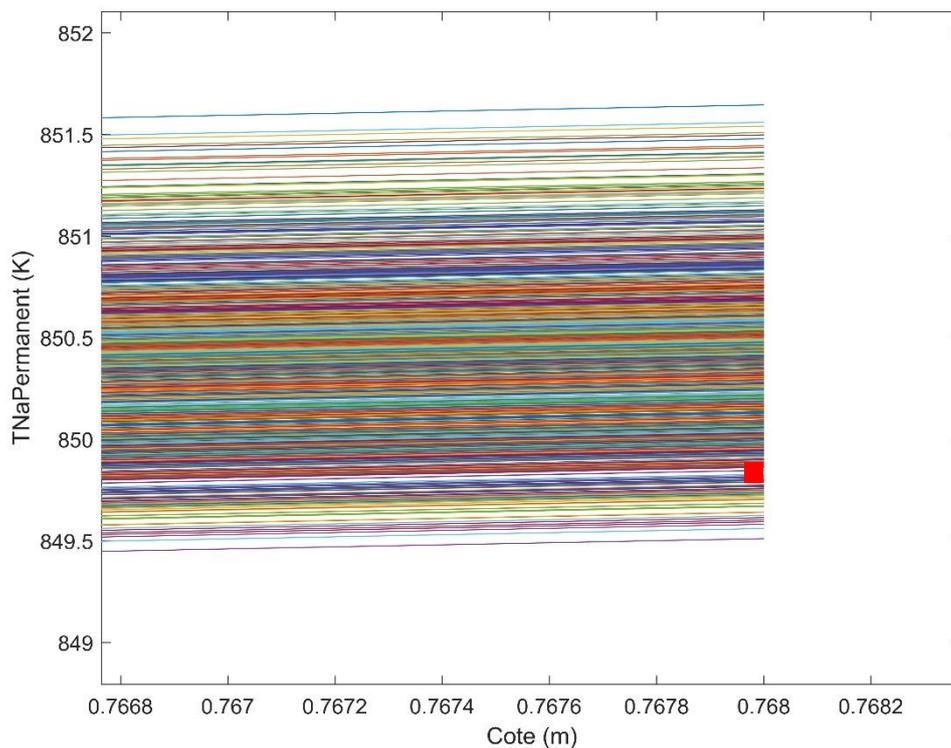


Figure 4.4 b : Zoom de la Figure 4.4a sur la température de sortie en haut de la section d'essai.

4.6.1.2 Identification des paramètres incertains les plus influents

Les **Figures 4.5 à 4.8** montrent les résultats obtenus à travers une analyse des indices de sensibilité HSIC sur les sorties M_{liq} , t_R , z_R et T_{cav} . Les indices de sensibilité HSIC (compris entre 0 et 1) se présentent sous forme d'histogrammes exprimant la part de la variabilité globale d'une variable de sortie liée à un paramètre d'entrée donné. Ainsi, plus l'indice de sensibilité HSIC d'un paramètre d'entrée est élevé pour une variable de sortie donnée, plus la corrélation entre la variation de la variable de sortie et la variation du paramètre d'entrée est élevée. La courbe bleue présente sur ces figures correspond à l'intégrale des coefficients HSIC (de 0 à 100 %).

Les variations de la masse liquide calculée et les variations de la température de la cavité fondue dépendent uniquement de paramètres thermiques liés aux échanges de chaleur avec une large prédominance pour la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine devant la conductivité thermique du combustible pour les variations de la température de la cavité fondue.

Les variations de l'instant à rupture dépendent également uniquement de paramètres thermiques liés aux échanges de chaleur avec une prédominance pour la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine devant la conductivité thermique du combustible. Intuitivement, cet instant à rupture devrait dépendre de paramètres mécaniques, notamment de la résistance mécanique à rupture en traction qui est le critère de rupture. Cependant, les paramètres mécaniques étant dépendant de la température, cette analyse

des indices HSIC met en évidence que même si le critère de rupture est un paramètre mécanique, sa dépendance en fonction de la température efface son influence propre devant les paramètres jouant directement sur le champ de température (paramètres thermiques).

Enfin, les variations de la cote de rupture de la gaine dépendent au premier ordre de paramètres thermiques et du nombre de mailles radiales utilisées pour la gaine avec une prédominance pour la valeur de la conductivité thermique du combustible. L'influence des paramètres mécaniques sur la cote à rupture est du second ordre. Ce constat montre également que la dépendance des paramètres mécaniques avec les paramètres thermiques efface leurs influences propres. De plus, la dépendance au premier ordre du paramètre de maillage est cohérente avec la dispersion des résultats de simulations obtenus pour zR avec trois modes obtenus avec trois maillages différents.

Finalement, ces résultats permettent de dresser le constat suivant :

- La variabilité des paramètres de sortie dépend très majoritairement des paramètres thermiques avec une large prédominance de la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine. Ce paramètre est donc clé à la fois pour calculer un régime permanent initial, mais a aussi un effet non négligeable sur le calcul transitoire. Ce constat a déjà été évoqué au travers de publications et de nombreux rapports (par exemple le rapport de l'Institute of the Transuranium Elements transmis à la Commission Européenne [56]).
- Le comportement du combustible pendant une excursion de puissance, en s'intéressant plus particulièrement à la masse liquide obtenue pendant le transitoire et à la température de cette masse liquide, peut être calculé correctement sans avoir à modéliser la thermique de la gaine et du sodium à condition de bien connaître le coefficient d'échange pastille-gaine et la conductivité thermique du combustible. Ce point a par ailleurs été évoqué lors de l'analyse des temps caractéristiques de conduction dans les différents matériaux (cf. **Chapitre 2**).

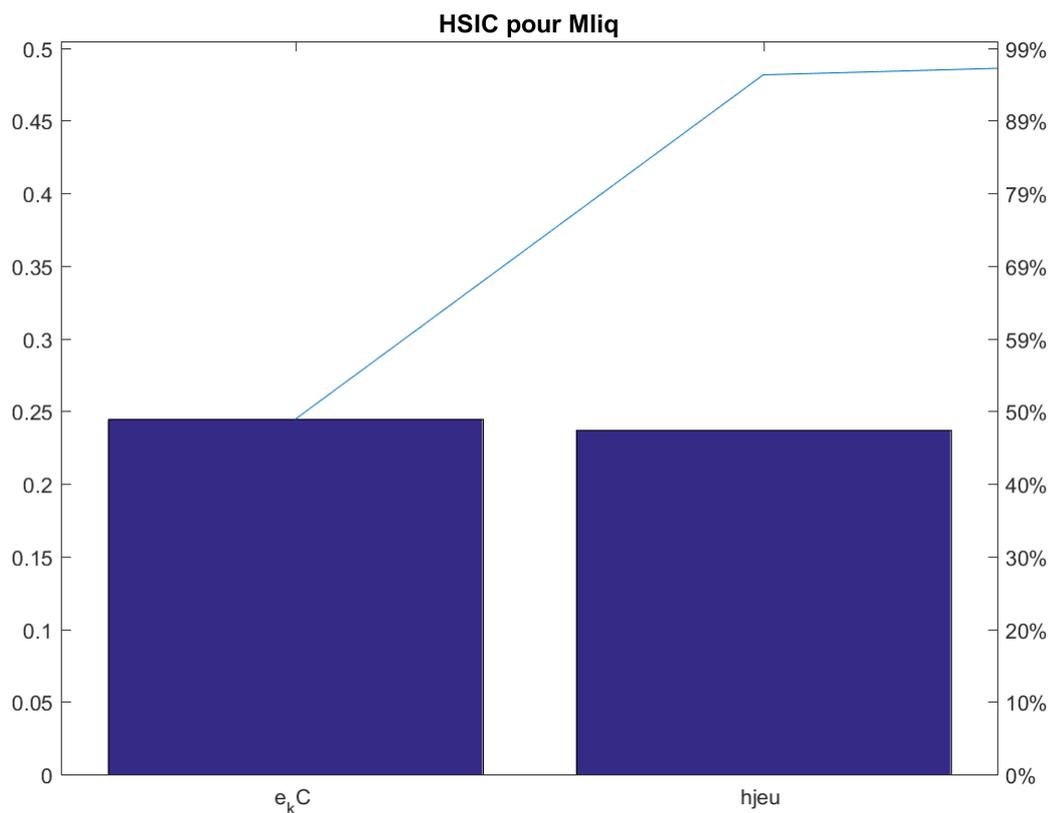


Figure 4.5 : Indices HSIC pour Mliq (E7). (cf. Table 4.1a pour la légende)

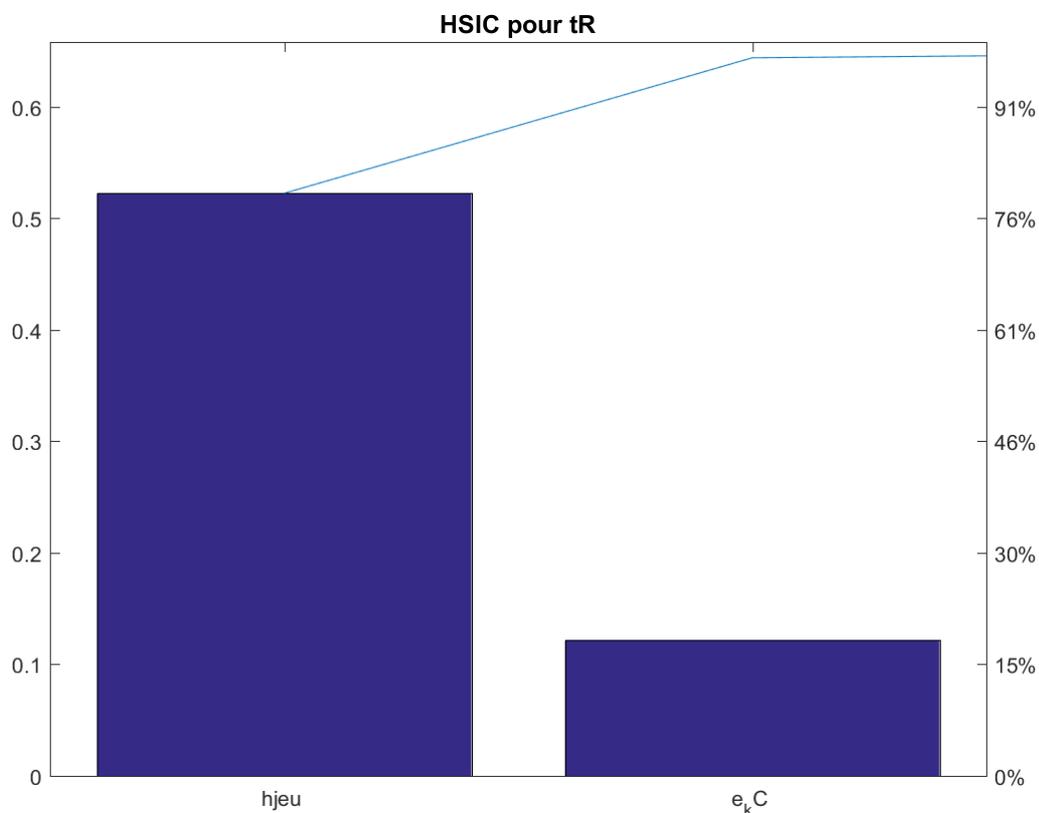


Figure 4.6 : Indices HSIC pour tR (E7). (cf. Table 4.1a pour la légende)

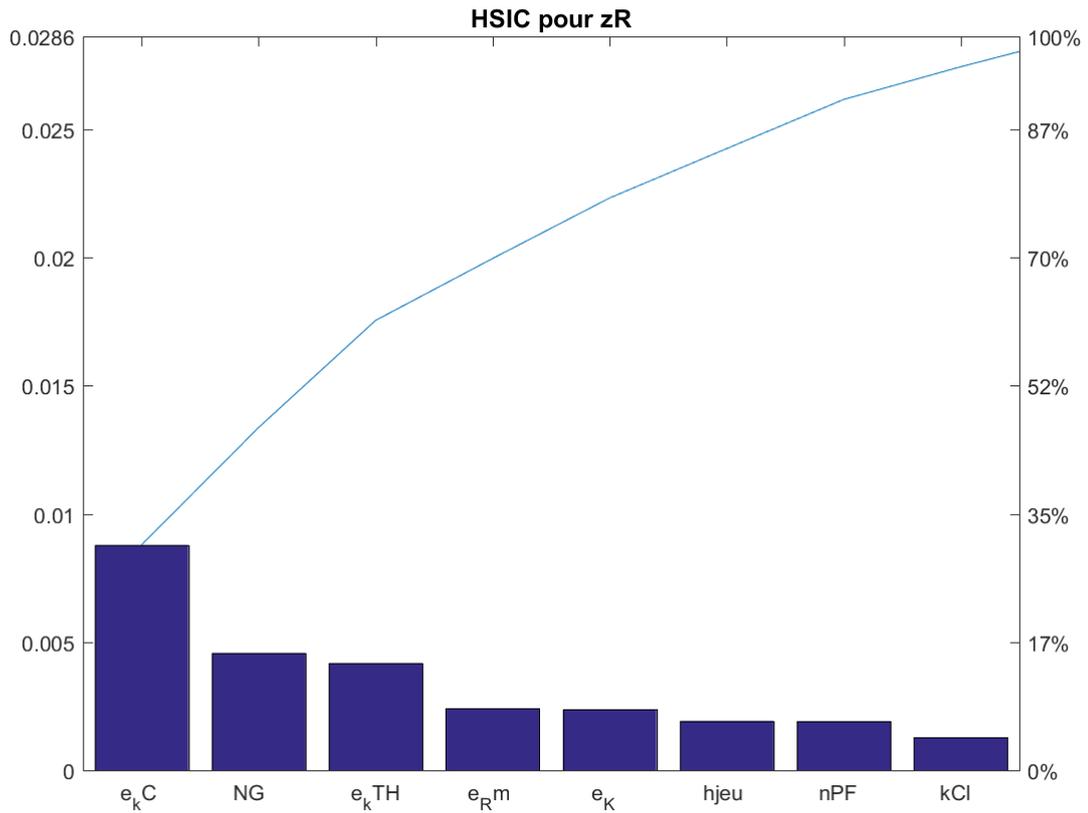


Figure 4.7 : Indices HSIC pour zR (E7). (cf. Table 4.1a pour la légende)

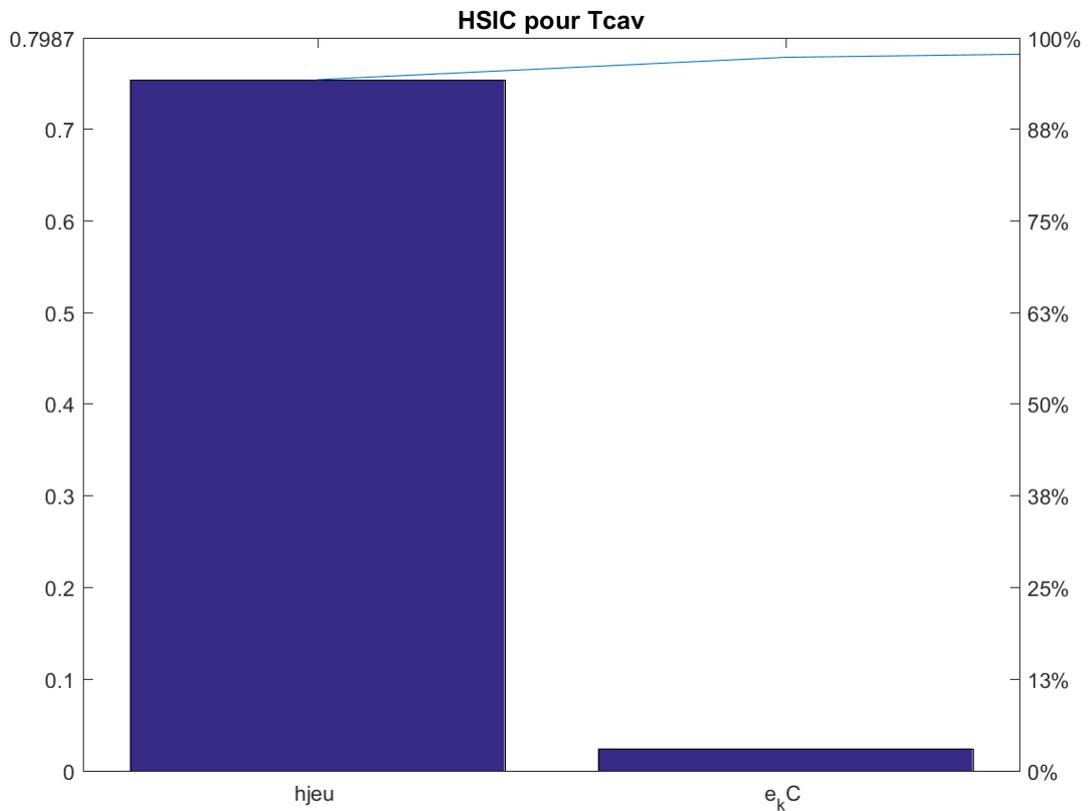


Figure 4.8 : Indices HSIC pour Tcav (E7). (cf. Table 4.1a pour la légende)

4.6.1.3 Traitement des variables $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$

Contrairement aux autres données de sortie, qui sont des scalaires, $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$ sont des sorties vectorielles (distributions axiales) et leur sensibilité aux données d'entrée ne peut être quantifiée avec les coefficients HSIC.

Cependant, il est possible d'utiliser un outil graphique, développé par S. Nanty [57] utilisant les HDR²⁷ boxplot [57], permettant de mettre en évidence quelles sont les zones du faisceau de 1000 courbes obtenues pour chacune des variables vectorielles présentant la plus forte densité. Cette étude de densité permet d'identifier un mode théorique (distribution de la variable vectorielle la plus probable, qui n'est pas un résultat de simulation) et un mode empirique (distribution de la variable vectorielle la plus probable correspondant à un résultat de simulation). Sur ces courbes apparaissent également une zone de densité à 50 % et 90 %, correspondant aux zones dans lesquelles 50 % et 90 % des courbes du faisceau se trouvent. Les 10 % restants, les *outlayers*, correspondent aux quelques courbes de couleur situées à l'extérieur de la zone de densité à 90 %.

Les intérêts de ces tracés sont :

- D'apporter des éléments de validation supplémentaires en montrant que le mode empirique obtenu correspond au résultat expérimental (lorsqu'il est disponible).
- De quantifier la dispersion des résultats de simulation et de fournir un intervalle de confiance (50 %, 90 %) pour l'obtention du mode théorique. Si ce dernier est confondu avec le mode empirique, cet intervalle de confiance s'applique au résultat de simulation et permet donc de quantifier la probabilité d'obtenir le résultat expérimental avec la variabilité des paramètres incertains.

Les **Figures 4.9 et 4.10** exposent les HDR boxplot obtenus pour les variables $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$ avec les résultats expérimentaux (avec des barres d'erreur à 5 % montrant l'écart maximal obtenu par comparaison avec les données expérimentales) lorsque ceux-ci sont disponibles. La cote sur l'axe des abscisses correspond au numéro de la maille axiale (sans unité), une maille axiale mesurant 2 cm.

Ces deux tracés montrent que le mode empirique et le mode théorique sont confondus. De plus, dans les deux cas, le mode empirique permet de retrouver le résultat expérimental à 5 % près, confortant le travail de validation réalisé au **Chapitre 2**. Enfin, la zone de densité à 90 % montre une dispersion de 5 K et de 30 K au maximum respectivement pour $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$. En regard de la marge à l'ébullition pour cet essai (température de saturation du sodium de 1170 K environ) de 300 K, une dispersion de 30 K avec un intervalle de confiance de 90 % ne conduit pas à dépasser la température de saturation du sodium.

En résumé, ces tracés permettent de conforter le travail de validation, de montrer que le choix des paramètres incertains est cohérent, mais leur variabilité ne permet pas de

²⁷ Highest Density Region

mettre en évidence une variabilité suffisante de la température du sodium pouvant mener à une ébullition et donc une séquence accidentelle différente.

De plus, il apparaît sur la **Figure 4.10** que le mode empirique est légèrement supérieur aux résultats expérimentaux. Ceci est cohérent avec la distribution de t_R obtenue sur la **Figure 4.3**. Cette distribution montre que les résultats de simulation sont majoritairement supérieurs à la donnée expérimentale. Ainsi, le sodium s'échauffe plus pendant la simulation, le critère d'arrêt étant défini par la rupture de la gaine.

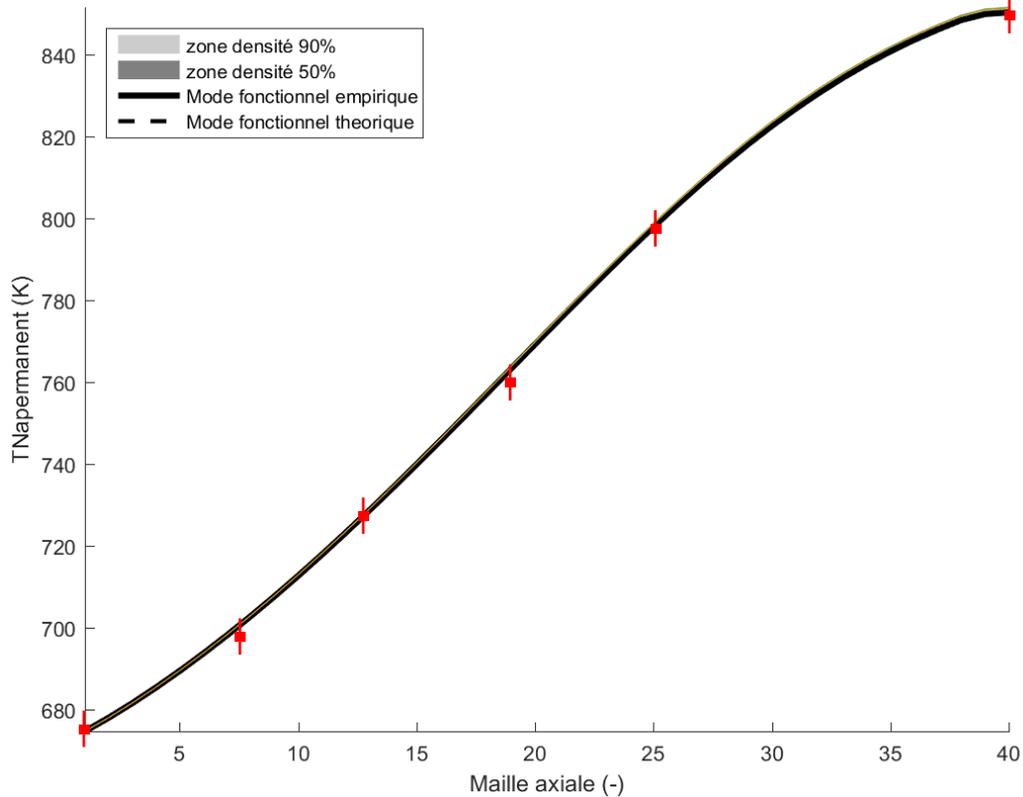


Figure 4.9 : HDR boxplot $T_{NaPermanent}$ (E7).

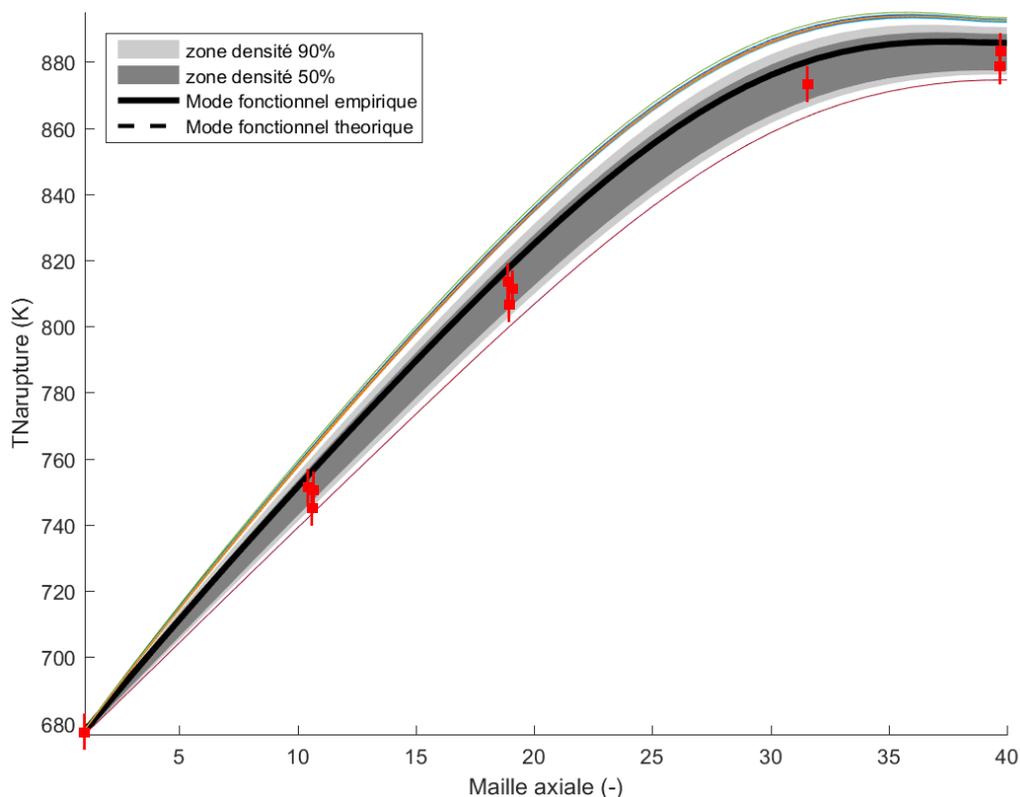


Figure 4.10 : HDR boxplot $T_{NaRupture}$ (E7).

4.6.2 Résultats de l'étude BEPU pour le transitoire E12

4.6.2.1 Distribution des paramètres de sortie

La Figure 4.11 donne les distributions des paramètres de sortie sur lesquelles sont superposées les données expérimentales (en pointillés) lorsqu'elles sont disponibles.

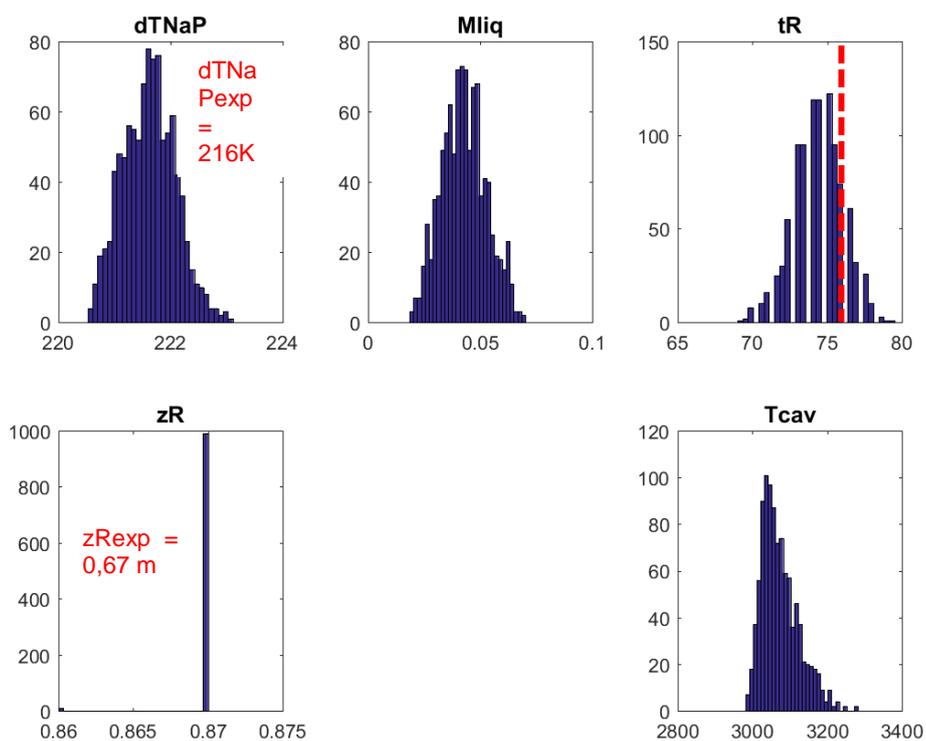


Figure 4.11 : Distributions des paramètres de sortie des 1000 simulations de l'essai E12.

dT_{NaP} (élévation axiale de la température du sodium en régime permanent) :

La distribution de sortie de dT_{NaP} met en évidence un mode à 221,8 K avec une dispersion de 2 K (écart de 2,7 % avec la donnée expérimentale de 216 K). La **Figure 4.12a** montre le faisceau de courbes obtenu (résultats expérimentaux non disponibles) pour la distribution axiale de la température du sodium en régime permanent et un zoom sur la température de sortie est fait sur la **Figure 4.12 b**. Ces résultats mettent également en évidence le caractère conservatif en énergie de la méthode numérique utilisée pour calculer le champ de températures (cf. **Chapitre 2**).

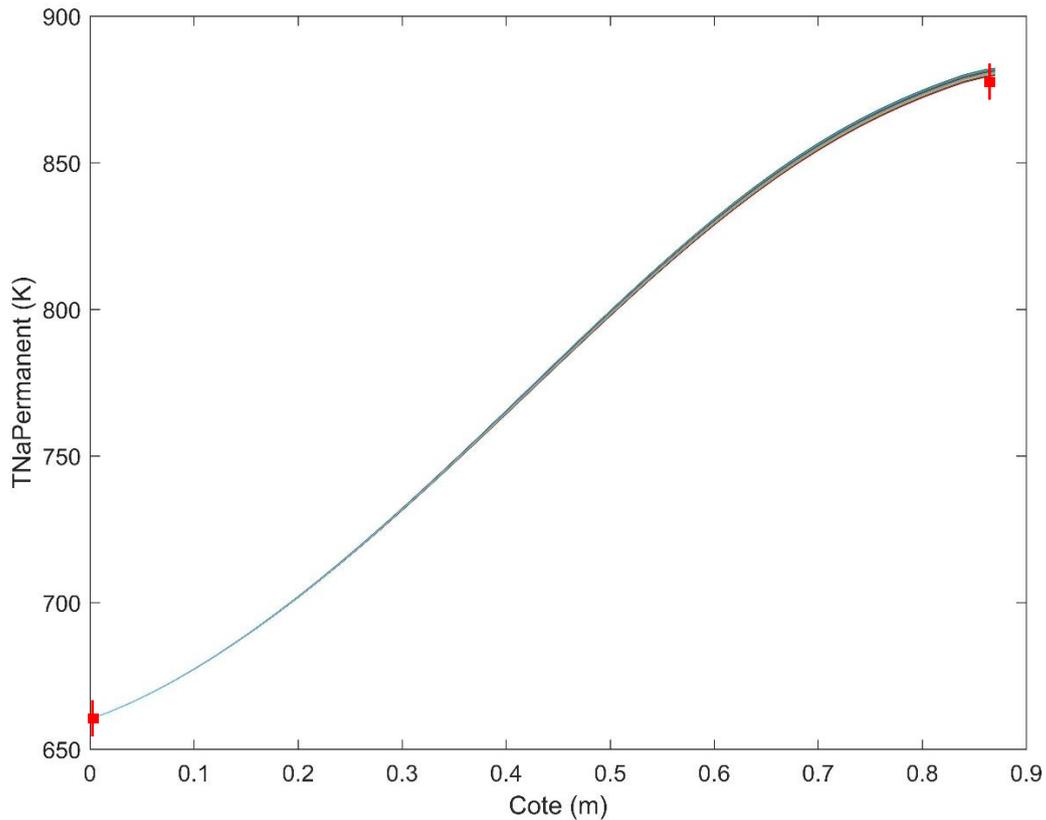


Figure 4.12a : Faisceau de courbe obtenu pour la distribution axiale de $T_{NaPermanent}$ (E12).

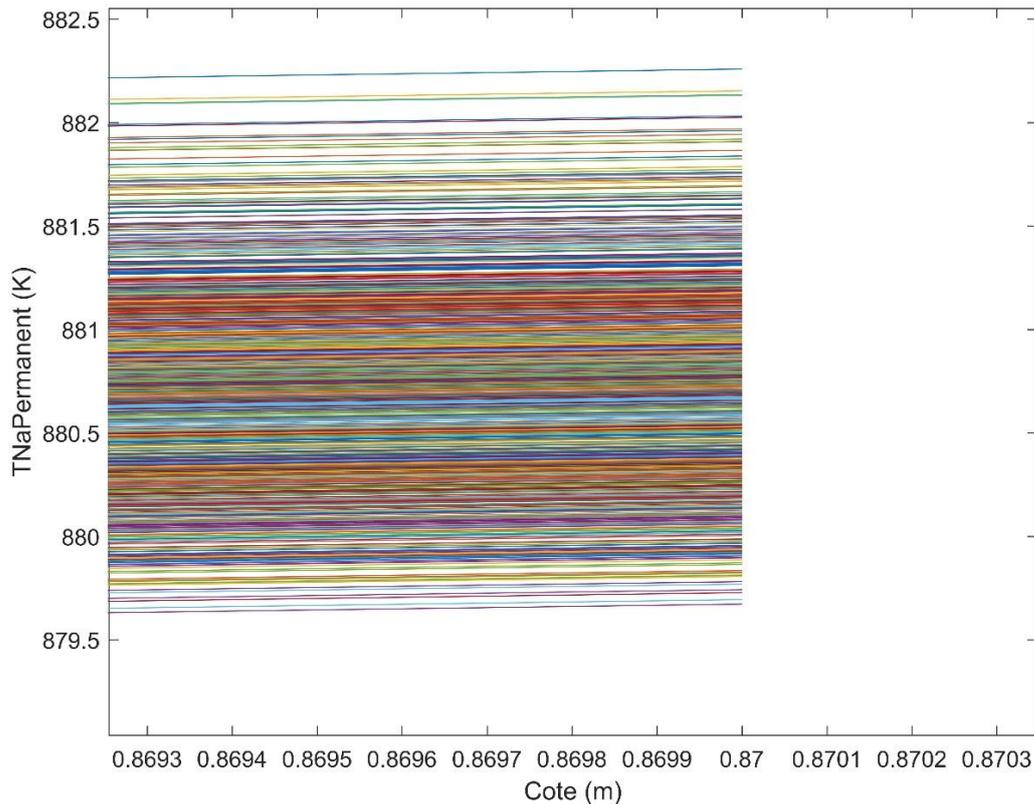


Figure 4.12 b : Zoom de la Figure 4.12a sur la température de sortie en haut de la section d'essai.

M_{liq} (masse de combustible fondu dans l'aiguille combustible à la fin du transitoire) :

La distribution de sortie de M_{liq} met en évidence un mode à 0,040 kg de combustible fondu (~5 % de la masse totale de combustible de l'aiguille) avec une dispersion de 0,020 kg. Cette donnée est donc sensible aux variations des paramètres incertains.

t_R (instant de la rupture de gaine) :

La distribution de sortie de t_R met en évidence un mode à 75 s avec une dispersion de 5 s. Cette donnée est donc sensible aux variations des paramètres incertains. De plus, le mode de la distribution est en bon accord avec la valeur expérimentale de 76 s (1,3 % d'écart).

z_R (cote de la rupture de gaine) :

La distribution de sortie de z_R met en évidence un mode à 0,87 m (correspondant à la tête de la section d'essai avec quelques simulations donnant une cote à rupture de 0,86 m (maille axiale inférieure, le pas de discrétisation axiale en tête de colonne chauffante étant de 1 cm). Cette donnée est donc peu sensible aux gammes de variation des paramètres incertains. Le mode à 0,87 m est éloigné de la valeur expérimentale (30 % d'écart). Ce point sera discuté au §4.6.2.2.

T_{cav} (température moyenne du combustible dans la cavité fondue) :

La distribution de sortie de T_{cav} met en évidence un mode à 3100 K avec une dispersion d'environ 200 K. En utilisant le même raisonnement que pour l'essai E7, une

extrapolation de ce résultat (en considérant cette fois-ci environ 1 tonne de combustible fondu correspondant à 50 000 aiguilles contenant 0,050 kg de combustible fondu) fournit une variation d'énergie mécanique d'environ 20 MJ, soit 2,5 % de la limite fixée à 800 MJ. Pareillement, cette dispersion est à priori sans conséquence pour la sûreté.

4.6.2.2 Identification des paramètres incertains les plus influents

Les **Figures 4.13 à 4.16** montrent les résultats obtenus à travers une analyse des indices HSIC sur les sorties M_{liq} , t_R , z_R et T_{cav} .

Les variations de la masse liquide calculée et les variations de la température de la cavité fondue dépendent uniquement de paramètres thermiques liés aux échanges de chaleur.

Les indices HSIC calculés pour les variations de la température de la cavité fondue mettent en évidence l'influence au premier ordre de la conductivité thermique du combustible liquide alors que la quantité de liquide est inférieure à celle obtenue lors de l'essai E7 (85% d'extension radiale au plan de flux maximal pour E7 contre 10% pour E12). Ce résultat met en avant le rôle des phénomènes de conduction solide/liquide pendant un transitoire lent. La durée du transitoire (quelques dizaines de secondes) étant largement supérieure au temps caractéristique de conduction dans le combustible (de l'ordre de la seconde, cf. **Chapitre 2**), les transferts radiaux de chaleur par conduction ont un effet plus important que dans le cas de transitoires plus rapides comme E7 sur le champ de températures dans l'aiguille. L'influence de la conductivité thermique du combustible liquide est également visible sur le tracé des indices HSIC pour le temps à rupture de la gaine, mettant en évidence le même phénomène.

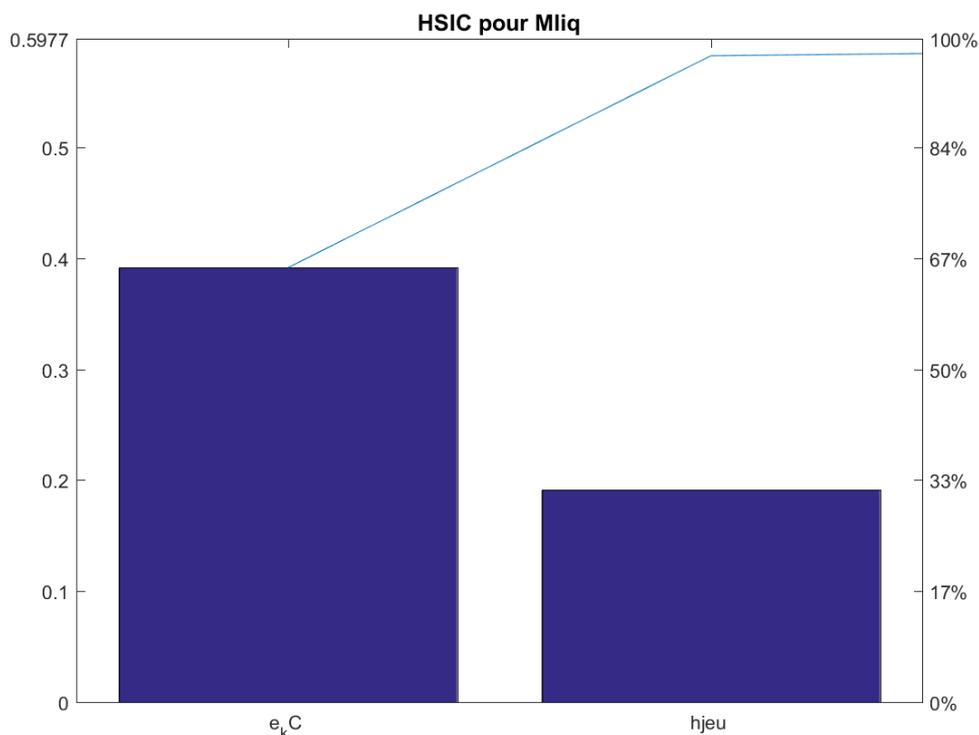


Figure 4.13 : Indices HSIC pour M_{liq} (E12). (cf. **Table 4.1a** pour la légende)

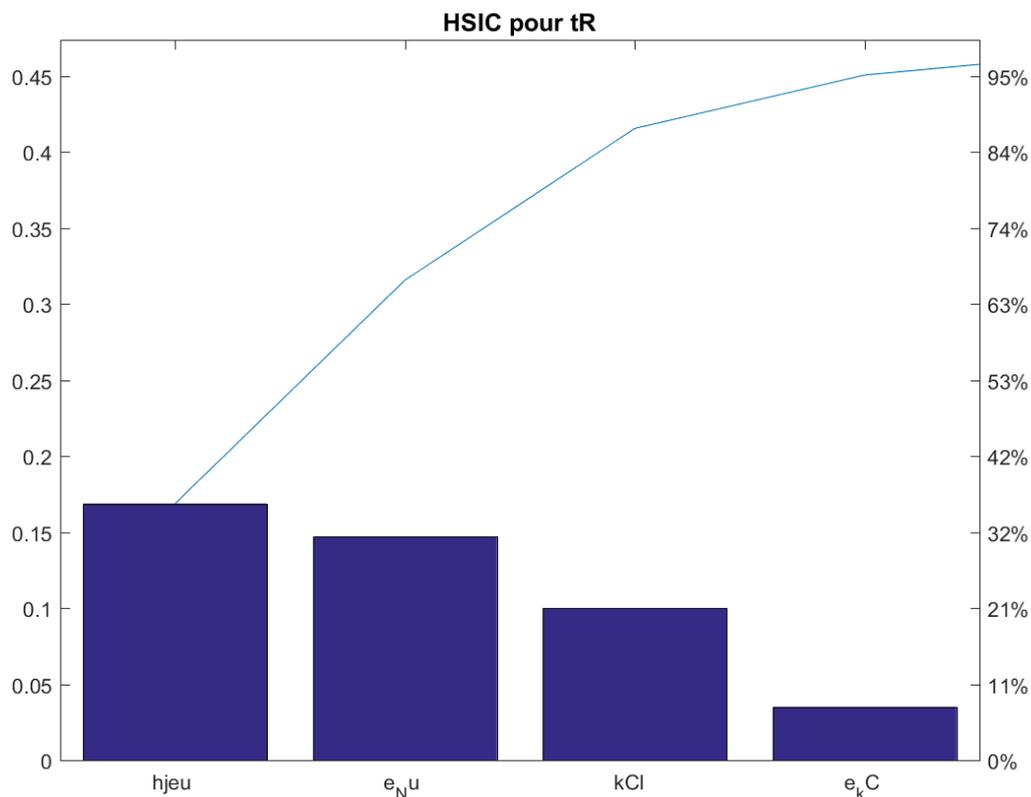


Figure 4.14 : Indices HSIC pour t_R (E12). (cf. Table 4.1a pour la légende)

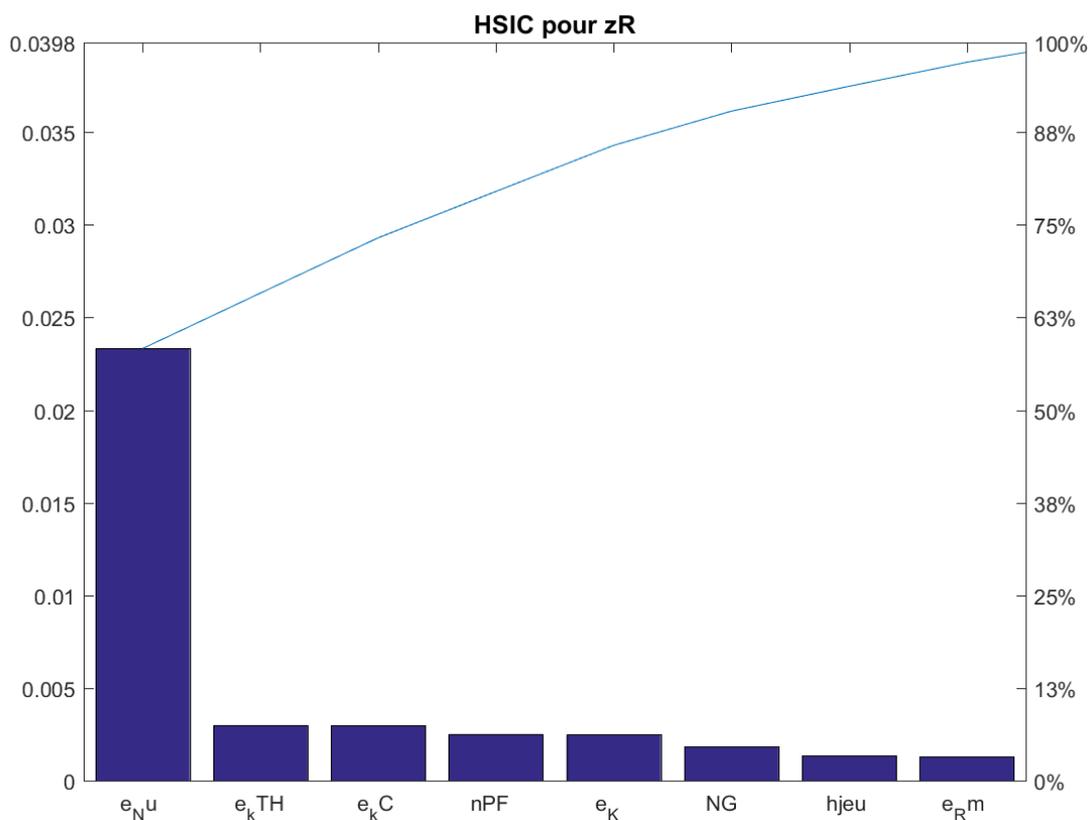


Figure 4.15 : Indices HSIC pour z_R (E12). (cf. Table 4.1a pour la légende)

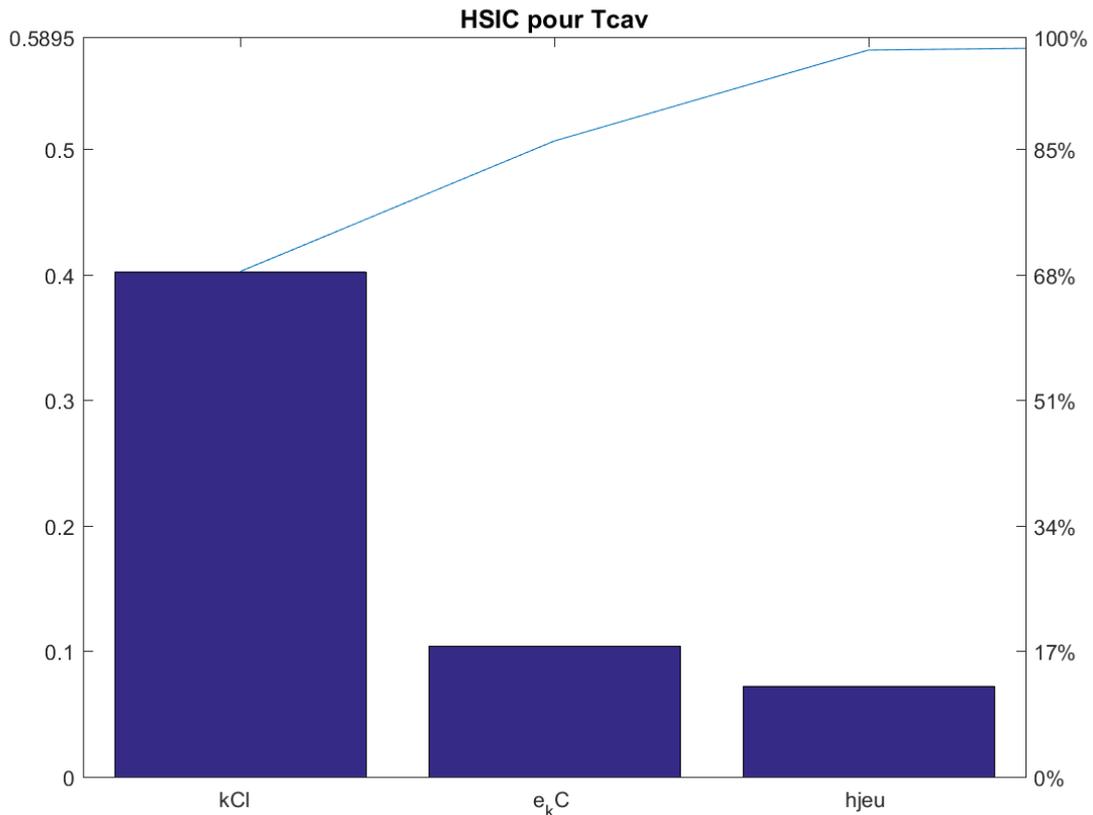


Figure 4.16 : Indices HSIC pour T_{cav} (E12). (cf. **Table 4.1a** pour la légende)

Il apparaît également que les variations du temps à rupture de la gaine dépendent uniquement de paramètres thermiques (de même que pour l'essai E7). Parmi ces paramètres thermiques, il apparaît l'incertitude sur le calcul de nombre de Nusselt permettant de quantifier les échanges de chaleur entre la gaine et le sodium. Ce constat met également en évidence l'effet de la cinétique lente du transitoire. Les échanges radiaux de chaleur ayant le temps d'avoir lieu, tous les paramètres ayant une influence sur l'échauffement de la gaine ont une influence sur le temps à rupture. La conductivité thermique du combustible, le coefficient d'échange pastille-gaine et la conductivité thermique du combustible liquide sont en effet les paramètres caractérisant le flux de chaleur permettant de chauffer la gaine. À l'inverse, le nombre de Nusselt est le paramètre, parmi les paramètres incertains retenus, caractérisant le flux de chaleur évacuée par le sodium (refroidissement de la gaine). De plus, le fait qu'aucun paramètre mécanique n'ait une influence sur le temps à rupture montre encore une fois que même si le critère de rupture est un paramètre mécanique, sa dépendance avec la température efface son influence propre devant les paramètres jouant directement sur le champ de températures (paramètres thermiques).

Enfin, les indices HSIC calculés pour les variations de la cote à rupture de la gaine mettent en évidence l'influence au premier ordre de l'incertitude sur le calcul de nombre de Nusselt. Le calcul des indices correspondant pour l'essai E7 a mis en évidence que ce sont les paramètres thermiques liés à l'échauffement de la gaine qui avaient le plus

d'influence sur la variation de la cote à rupture. Pour l'essai E12, c'est le paramètre permettant de quantifier le refroidissement de la gaine qui a le plus d'influence. Le transitoire étant lent, la température de la gaine augmente significativement pendant le transitoire, ses propriétés mécaniques sont alors dégradées. La température du sodium étant plus élevée en tête de colonne chauffante, la gaine est plus chaude (du moins sur sa face externe) et il n'est donc pas étonnant d'obtenir une rupture de gaine en tête de colonne chauffante (lieu où la résistance mécanique de rupture en traction de la gaine est la plus faible).

Ce dernier point met en évidence un biais dans la modélisation d'OCARINa des transitoires lents. Une des hypothèses de modélisation faite repose sur une représentation du jeu pastille-gaine par un coefficient d'échange constant avec une distribution axiale uniforme sur toute la hauteur de l'aiguille combustible. Ce point est justifié par une analyse des temps caractéristique de conduction (cf. **Chapitre 2**). Cependant, lors d'un transitoire lent, les échanges radiaux de chaleur dans l'aiguille deviennent sensibles aux variations du coefficient d'échange pastille-gaine (induit par une fermeture partielle ou complète du jeu), le temps caractéristique de conduction radial dans le combustible et la gaine devenant inférieur au temps du transitoire. Ainsi, le flux de chaleur reçu par la gaine au plan de flux maximal (lieu où l'expansion thermique est la plus importante) croît au cours du transitoire ce qui induit un échauffement plus important de la gaine à mi-hauteur de l'aiguille, et donc des propriétés mécaniques dégradées plus rapidement. Ce biais de modélisation explique donc la mauvaise prédiction d'OCARINa de la cote à rupture de l'essai E12. En résumé, il serait inutile d'avoir une modélisation plus précise des phénomènes de rupture mécanique de la gaine tant qu'une connaissance des évolutions de paramètres pilotant les transferts de chaleur dans l'aiguille (conductivité thermique du combustible et le coefficient d'échange pastille-gaine) ne sera pas suffisante.

En revanche, les autres hypothèses utilisées (conduction axiale dans l'aiguille négligée, déformations par fluage et par gonflement des matériaux négligés) restent valides. Même si le transitoire est lent, l'expansion thermique du combustible et de la gaine reste prépondérante devant les phénomènes mécaniques.

4.6.2.3 Traitement des sorties vectorielles $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$

Les **Figures 4.17 et 4.18** exposent les HDR boxplots obtenus pour les variables $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$ (résultats expérimentaux non disponibles). La cote sur l'axe des ordonnées correspond au numéro de la maille axiale (sans unité).

Ces deux tracés montrent que le mode empirique et le mode théorique sont confondus. La zone de densité à 90 % montre une dispersion de 2 K et de 6 K au maximum respectivement pour $T_{NaPermanent}$ et $T_{NaRupture}$. Même si la marge à l'ébullition lors de cet essai est moindre que pour l'essai E7 (100 K, le transitoire étant lent, le sodium a le temps de s'échauffer), une dispersion de 6 K avec un intervalle de confiance de 90 % reste négligeable par rapport à la marge à l'ébullition.

La faible variabilité de $T_{NaRupture}$ est cependant étonnante. Intuitivement, le sodium ayant le temps de s'échauffer pendant le transitoire, une variabilité plus importante était attendue. Le tracé équivalent pour l'essai E7 montrait une variabilité d'environ 30 K (cf. **Figure 4.10**). Ce résultat met finalement en évidence, encore une fois, l'effet de la cinétique du transitoire. L'essai E12 peut finalement être modélisé par une succession de régimes permanents, effaçant ainsi l'effet des termes transitoires (notamment l'inertie thermique des structures), d'où une variabilité de $T_{NaRupture}$ plus faible.

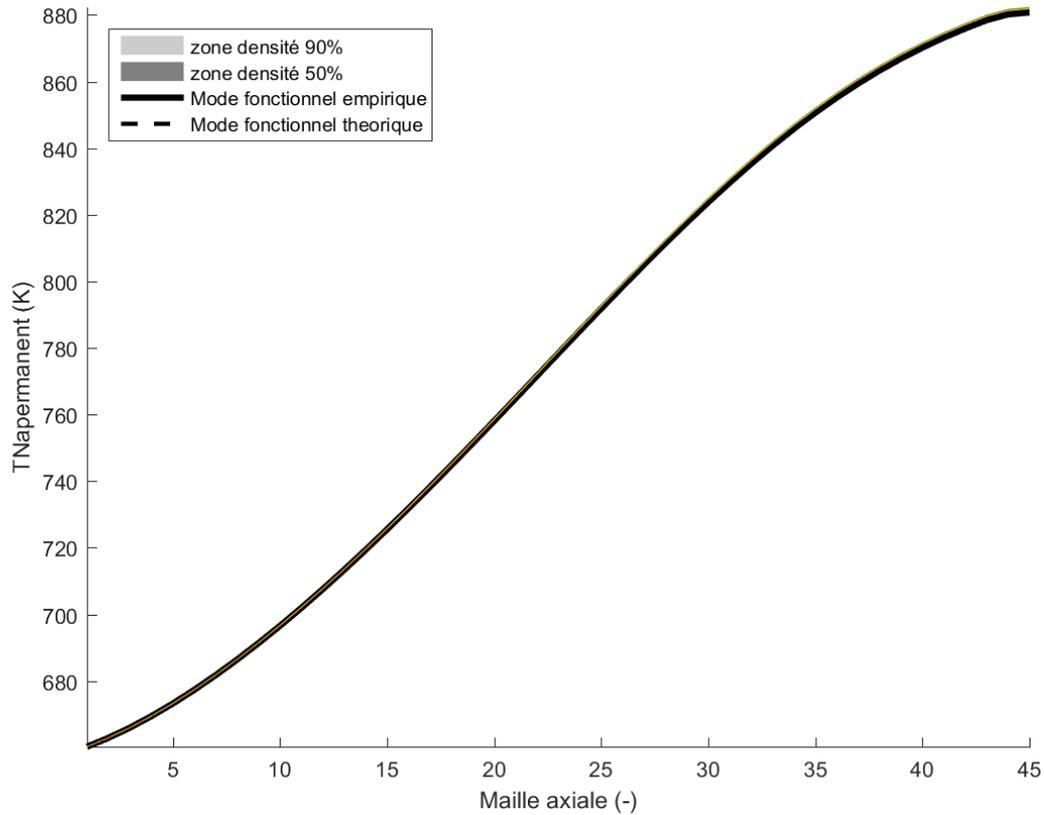


Figure 4.17 : HDR boxplot $T_{NaPermanent}$ (E12).

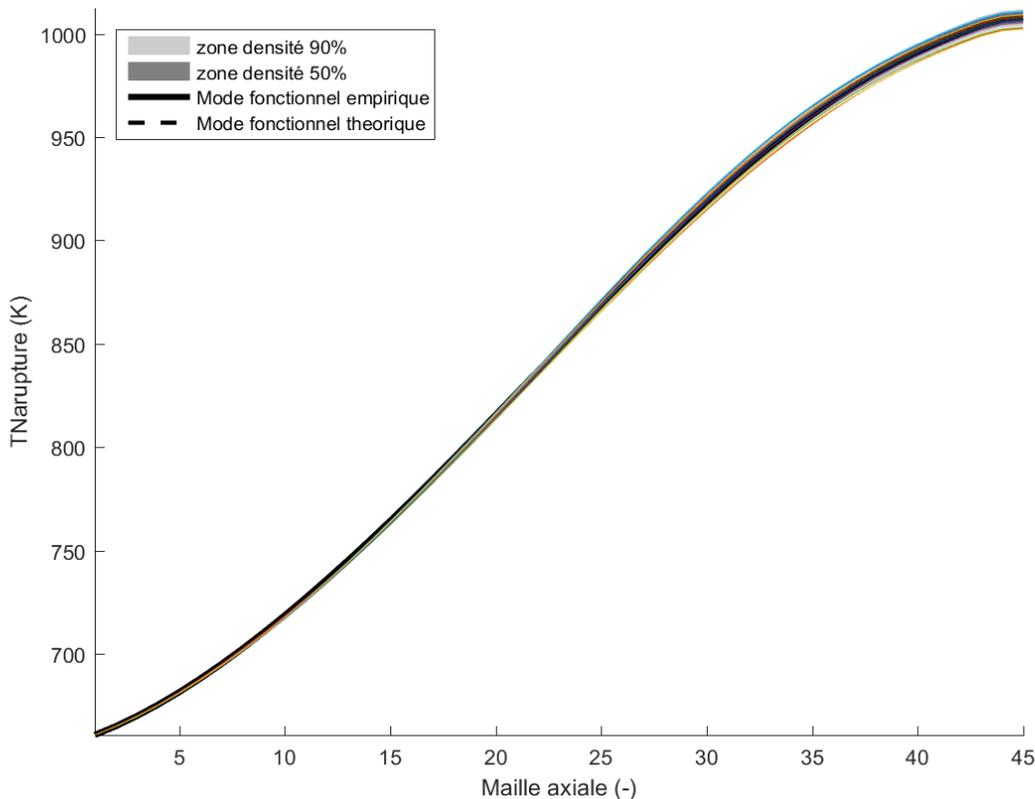


Figure 4.18 : HDR boxplot $T_{NaRupture}$ (E12).

En résumé, ces tracés montrent que la variabilité des paramètres incertains ne permet pas de mettre en évidence une variabilité suffisante de la température du sodium pouvant mener à une ébullition et donc une séquence accidentelle différente.

4.7 Étude complémentaire sur la variabilité des paramètres incertains

L'étude précédente a montré que ce sont les paramètres thermiques qui gouvernent la variabilité des données de sortie, une étude plus fine a été réalisée afin de quantifier l'effet de ces paramètres sur la distribution de température dans le combustible et l'impact sur la marge à fusion dès le régime permanent.

Cette étude a montré qu'avec la variabilité des paramètres incertains retenue pour l'étude BEPU, près de 30 % des simulations pour chaque cas-test prévoient une fusion du combustible dès le régime permanent. L'instrumentation de la section d'essai CABRI ne permettait pas de mesurer directement la température à cœur du combustible, il n'est donc pas possible de définir si une fusion du combustible en régime permanent n'est pas réaliste. L'étude BEPU précédente n'est donc pas remise en cause.

La fusion du combustible étant inacceptable en fonctionnement normal du réacteur, une identification des paramètres influençant son occurrence est nécessaire. À cette fin, un indicateur numérique booléen, noté flagE, a été implémenté et permet de discriminer les simulations (pour chaque échantillon de 1000 simulations) pour lesquelles une fusion du combustible est détectée en régime permanent. La **Figure 4.19** montre le calcul des indices HSIC pour flagE. L'indicateur flagE étant un booléen (valant 0 par défaut pour

une simulation sans fusion du combustible en régime permanent et valant 1 sinon), les indices HSIC permettent d'identifier quels sont les paramètres d'entrées favorisant la valeur 1 de flagE.

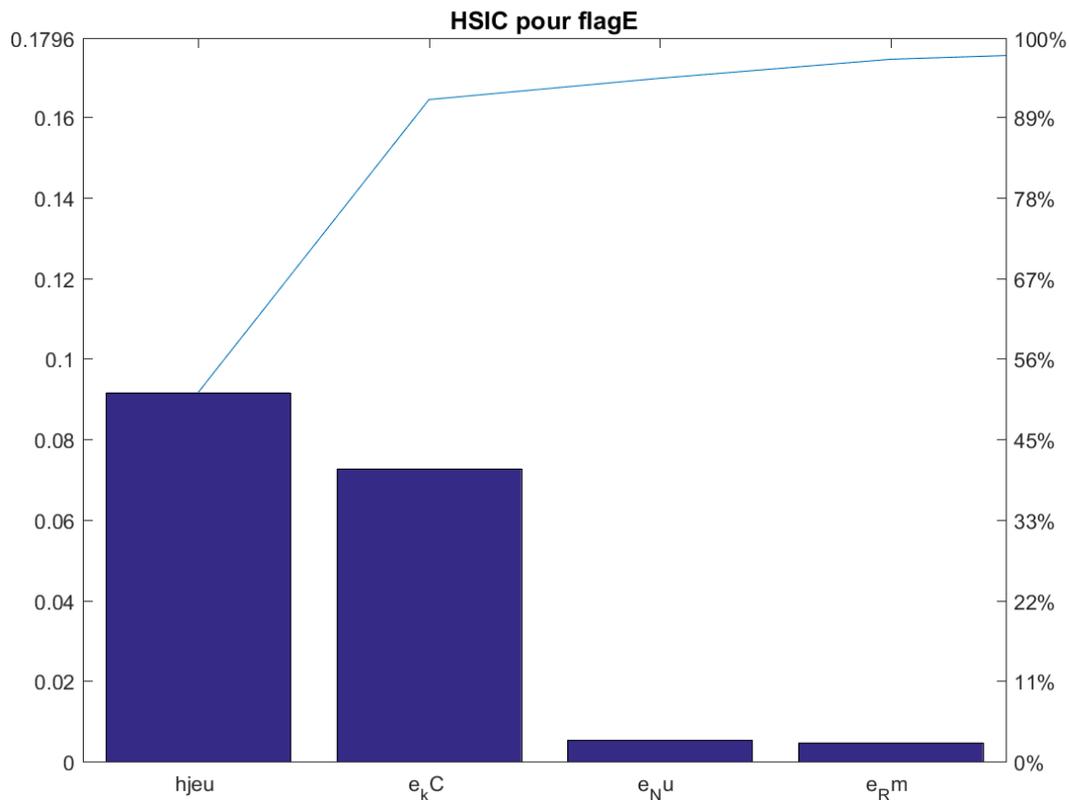


Figure 4.19 : Indices HSIC pour flagE.

L'analyse des coefficients pour chaque essai montre que la valeur du coefficient d'échange pastille-gaine et la valeur de la conductivité thermique du combustible solide sont les paramètres les plus influents sur l'obtention d'une simulation avec fusion du combustible en régime permanent. Il est également possible d'identifier quels sont les domaines des distributions des densités de probabilité associées à ces paramètres induisant une valeur de 1 de flagE (cf. **Figure 4.20**). Sur la **Figure 4.20**, la courbe bleue représente les densités de probabilité imposées initialement (cf. **Table 4.1a**) et la courbe rouge représente les domaines de ces densités de probabilités induisant une valeur de 1 de flagE. Ainsi, une simulation avec fusion est obtenue pour un faible coefficient d'échange pastille-gaine et une conductivité thermique du combustible faible. Le cumul des deux induit logiquement une surestimation du champ de températures dans le combustible en régime permanent pouvant aller jusqu'à la fusion de ce dernier dès la phase de convergence du régime permanent.

Sous l'hypothèse que le coefficient d'échange pastille-gaine et la conductivité thermique du combustible ne sont pas corrélés (cf. §4.2.3), cette analyse montre qu'une sous-estimation de la conductivité thermique du combustible solide de seulement 3 % peut induire l'obtention d'un régime permanent avec fusion du combustible. Concernant le

coefficient d'échange pastille-gaine, une large gamme de variation (entre 7000 et $10^5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) est admissible d'éviter la fusion du combustible en régime permanent.

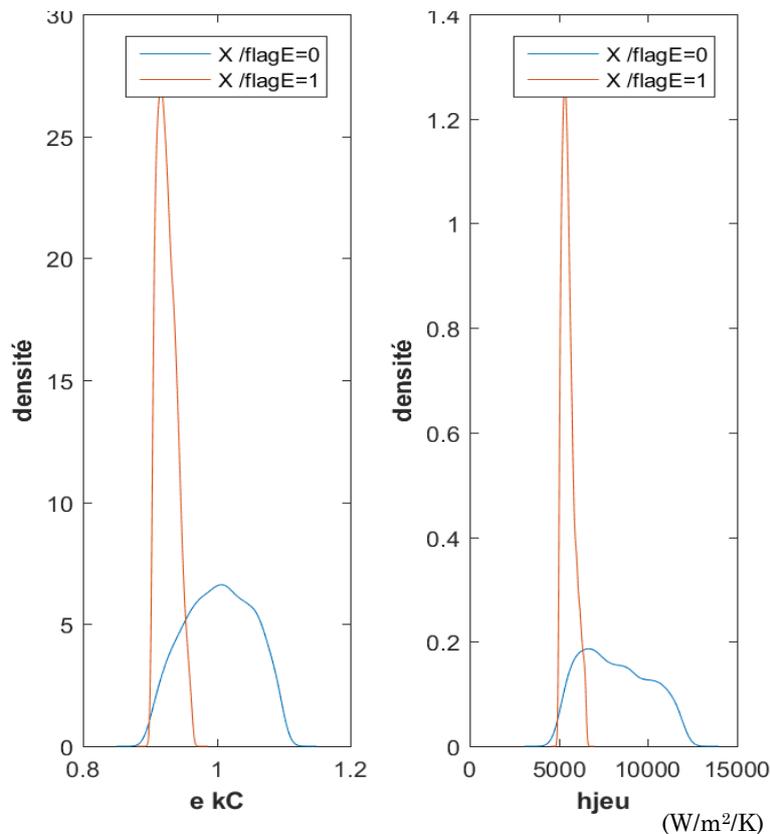


Figure 4.20 : Identification des domaines des densités de probabilité associées à h_{jeu} et e_{kC} induisant $\text{flagE}=1$ (courbe rouge).

Les paramètres des distributions de probabilité du coefficient d'échange pastille-gaine et de la conductivité thermique du combustible ont été modifiés en conséquence (cf. **Table 4.3**). Ces nouveaux jeux de paramètres permettent de réduire le nombre de simulations avec fusion à 4,6 % pour l'essai E7 et 1 % pour l'essai E12 (puissance linéique moins importante).

Paramètre incertain	Type d'incertitude	Distribution de probabilité	Paramètres de distribution			
			P1	P2	P3	P4
Incertitude sur la valeur de la conductivité thermique du combustible solide e_{kC}	Aléatoire	Normale tronquée	1	3σ	-0,03 (-0,2)	+0,03 (+0,2)
Valeur de l'exposant α du coefficient d'échange pastille-gaine $h_{jeu} = 10^\alpha \text{ (W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}\text{)}$	Aléatoire	Uniforme	3,8 (3)	5 (5)		

Table 4.3 : Paramètres incertains modifiés. Les paramètres des distributions de probabilité initiaux inscrits dans la Table 4.1a sont marqués en italique entre parenthèses dans les cases correspondantes.

4.8 Conclusion

Ce chapitre de thèse présente une classification générique des incertitudes appliquée aux outils de simulation. Deux études BEPU sont ensuite présentées avec leurs paramètres d'entrée, de sortie et les cas d'application CABRI. Les deux essais retenus (E7 et E12) présentent des caractéristiques différentes, l'un étant un TOP rapide, l'autre un TOP lent. Différents outils statistiques ont permis de traiter un échantillon de 1000 simulations par cas-test et de dresser le bilan suivant :

- L'ensemble des résultats de simulation est en bon accord avec les données expérimentales (à 10 % près en moyenne) sauf pour le calcul de la cote à rupture de l'essai E12, calculée à 30 % près. Cet écart important s'explique par un biais de modélisation avec l'évolution en transitoire lent du coefficient d'échange pastille-gaine.
- La variabilité des données de sortie dépend au premier ordre de la variabilité de paramètres thermiques au détriment des paramètres mécaniques. Ce constat montre que la dépendance des paramètres mécaniques avec la température suffit à effacer leur influence propre. Le module mécanique étant un post-traitement du module de thermique (chainage) et le critère de rupture (R_m) étant dépendant de la température, il est en effet impossible de dissocier l'influence des paramètres thermiques et mécaniques. Ceci pourrait être possible en envisageant un couplage entre le module de thermique et le module de mécanique. Cependant, la mise en place d'un chainage fournit des bons résultats en regard des objectifs de l'outil OCARINa (validation expérimentale et numérique).
- Il serait inutile d'avoir une modélisation plus précise des phénomènes de rupture mécanique de la gaine tant qu'une connaissance des évolutions de paramètres pilotant les transferts de chaleur dans l'aiguille (notamment le coefficient d'échange pastille-gaine) ne sera pas suffisante.
- L'obtention d'un régime permanent sans fusion du combustible est atteinte avec une très faible variabilité de la conductivité thermique du combustible (3 % autour de la valeur de référence donnée par la corrélation de Philipponneau) cumulée à une valeur de coefficient d'échange pastille-gaine faible.

Ce premier bilan incite donc de privilégier la R&D sur la conductivité thermique du combustible, le coefficient d'échange pastille-gaine en priorité. De plus, étant donné que ce sont essentiellement ces deux grandeurs qui ont une influence sur les paramètres de sortie d'intérêt pour la sûreté, leur connaissance permettrait de faciliter l'étude des accidents graves.

Enfin, la variabilité des données de sortie vectorielles (distributions axiales de température du sodium en régime permanent et lors de la rupture de la gaine) est également faible et est sans conséquences vis-à-vis de l'ébullition du sodium. L'utilisation des HDR boxplot a tout de même permis d'apporter des éléments de validation supplémentaires du modèle thermique d'OCARINa.

Chapitre 5 : Conclusions et perspectives

5.1 Conclusions

Ce travail de thèse s'inscrit dans le contexte des études de conception et de sûreté du démonstrateur technologique de réacteur de quatrième génération ASTRID. Ce concept de RNR-Na 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 cœur un effet neutronique de dilatation/vidange du sodium négatif, qui optimise le comportement naturel du cœur en cas d'ébullition généralisée du sodium.

Dans le cadre de la démarche de conception et de sûreté actuelle, les études réalisées dans le domaine 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 calculs mécanistes (tels que SAS 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), voire plusieurs jours pour certains calculs SIMMER. Ces outils ne sont donc pas adaptés à la réalisation d'études paramétriques de conception et d'études de sensibilité ou de propagation d'incertitudes. Par ailleurs, ces logiciels multi-physiques et multidimensionnels sont basés sur des corrélations établies à partir de résultats d'expériences, dont la représentativité est parfois entachée d'incertitudes. Ces incertitudes associées à ces corrélations devraient donc être étudiées, mais ce travail n'est pas facilement réalisable du fait de la difficulté d'accès aux sources des logiciels et des longs temps de calcul.

Pour de telles applications et afin de pouvoir étudier la variabilité des scénarios accidentels (associée à la conception, la configuration du réacteur avant l'accident, au déroulement du transitoire et aux incertitudes liées à la modélisation des phénomènes physiques), des outils physiques à court temps d'exécution sont donc développés et validés, avant d'être couplés à des techniques avancées d'analyse statistique. Autour du transitoire accidentel de référence simulé avec un outil mécaniste, ces outils appelés « physico-statistiques » permettent d'évaluer la variabilité des scénarios, de quantifier les marges de conception et de sûreté et d'identifier les paramètres ayant le plus d'influence sur ces marges. À terme, 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 OCARINA dédié au transitoire d'insertion de réactivité non protégée (UTOP) se produisant dans un RNR-Na. Le besoin vis-à-vis du développement de cet outil a été exposé au regard des outils existants et de la phénoménologie du transitoire. Le déroulement du transitoire UTOP jusqu'à l'occurrence d'une rupture de gaine (phase primaire) a été décrit et étudié ; ce travail peut être synthétisé comme décrit ci-après.

Phénoménologie de la phase primaire d'un UTOP

Suite à l'insertion intempestive d'une réactivité positive externe dans le cœur, la puissance du réacteur augmente. Cette excursion de puissance induit surtout une augmentation de la température du combustible, du gainage de l'aiguille et du caloporteur sodium. Si cette augmentation de la température n'est pas maîtrisée, le combustible atteint sa température de fusion. Ce changement de phase, cumulé à une interaction combustible gaine et à une dégradation des propriétés thermomécaniques de la gaine, induit finalement la rupture de la gaine. Selon la cinétique de l'excursion de puissance, une ébullition du sodium peut également avoir lieu. Cette phénoménologie nécessite donc de s'intéresser à la thermique, à la thermohydraulique impliquant l'écoulement du sodium et à la thermomécanique de l'aiguille combustible.

Modélisation et validation de la thermique et de la thermohydraulique sodium

L'évolution du champ de températures en régime transitoire des matériaux est modélisée avec un modèle 2D (radial-axial) mettant en jeu la résolution couplée des équations de conservation de l'énergie dans chaque matériau et dans le sodium. La cinétique rapide du transitoire UTOP nécessite un maillage radial dans les matériaux solides et une méthode numérique Euler-implicite ayant la propriété d'être inconditionnellement stable. Le suivi de la propagation des fronts d'ébullition a également été possible avec ce même modèle, mais n'est valable que pour une excursion de puissance où le temps caractéristique de conduction radial dans l'élément chauffant est inférieur ou du même ordre de grandeur que la durée de l'excursion. Dans ce cas, les phénomènes de conduction dans les structures solides étant prédominants devant le phénomène de convection dans le sodium, les fronts d'ébullition (interfaces liquide-vapeur) sont définis par les cotes où la température de saturation du sodium est atteinte.

Les hypothèses sur lesquelles se basent ces modèles ont été discutées et justifiées. Les résultats de l'outil physique ont été validés avec succès sur des tests à effets séparés (expériences CESAR-TR), des tests intégraux (expériences CABRI) et une comparaison logiciel-à-logiciel avec SIMMER-III. La capacité de l'outil OCARINA à simuler la thermique de la phase primaire de l'UTOP a ainsi été démontrée. Les gammes d'incertitudes liées aux variables d'intérêt ont été déterminées (10 % en moyenne).

Modélisation et validation de la thermomécanique de l'aiguille

La simulation de la rupture de la gaine a nécessité le choix d'un critère de rupture. Ce choix s'est basé sur la méthodologie utilisée dans le RCC-MRx nécessitant le calcul du champ de contraintes dans la gaine. Pour ce faire, un modèle analytique mettant en jeu un bilan de déformation (élastique, plastique, thermique) a été implémenté afin de calculer le champ de contraintes dans la gaine en prenant en compte le couplage de ces déformations avec le comportement mécanique du combustible. Ce modèle a été chaîné au modèle thermique précédent.

Les hypothèses sur lesquelles se basent ces modèles ont également été discutées et justifiées. Les résultats de l'outil physique ont été validés avec succès par rapport à des tests intégraux uniquement (expériences CABRI). La capacité de l'outil OCARINa à simuler la rupture de gaine (instant et lieu) et la masse fondue à cet instant a ainsi été démontrée. De même, les incertitudes de calcul d'OCARINa liées à la simulation de la rupture ont été déterminées (12 % d'écart maximal).

Études BEPU (Best-Estimate Plus Uncertainties)

S'ajoute à ces travaux de modélisation et de validation, une démonstration d'analyse de sensibilité faite avec OCARINa afin d'illustrer l'intérêt de l'approche BEPU. Cette analyse de sensibilité a été faite sur deux tests CABRI ayant des caractéristiques différentes (cinétique, combustible, etc.). Cette étude BEPU a été réalisée avec 1000 simulations par test CABRI avec 9 paramètres incertains liés soit aux conditions initiales, soit à la modélisation, soit au maillage de la gaine, avec un temps de calcul de quelques heures (pour les 1000 simulations).

Ces études ont montré que la variabilité des données de sortie d'intérêt pour la sûreté est pilotée par des paramètres thermiques, notamment la conductivité thermique du combustible, le coefficient d'échange pastille-gaine et la conductivité thermique du combustible liquide. L'influence des paramètres mécaniques, définissant entre autres le critère de rupture de la gaine, n'est que du second ordre à cause de leur dépendance avec la température. Une modélisation plus précise des phénomènes de rupture mécanique de la gaine est donc inutile tant qu'une connaissance des évolutions de paramètres pilotant les transferts de chaleur dans l'aiguille ne sera pas suffisante. De plus, les distributions de température dans le combustible sont très sensibles aux variations de la conductivité thermique. Une connaissance accrue de ce paramètre est ainsi nécessaire afin de mener des études de conception en accord avec les normes de sûreté. Enfin, ces études BEPU ont permis de consolider la validation d'OCARINa.

En définitive, l'utilisation d'OCARINa permet d'orienter la conception du réacteur afin d'améliorer sa sûreté. En étudiant par exemple la possibilité de modifier la distribution axiale de puissance linéique en régime permanent, le concepteur pourrait quantifier les conséquences sur la masse fondue dans une aiguille combustible représentative d'un assemblage. En simulant le comportement d'une aiguille combustible hétérogène (cf. **Chapitre 1**) lors d'un UTOP, le lieu où se produit la rupture de gaine parmi les zones fissiles de l'aiguille est quantifié, ce qui est par exemple impossible avec SAS (cf. **Chapitre 1**). Il pourrait également quantifier la sensibilité des résultats avec les différentes corrélations à sa disposition pour la conductivité thermique du combustible (entre autres).

5.2 Perspectives

Dans le futur, OCARINa sera utilisé pour la conception du réacteur ASTRID. Afin de pouvoir satisfaire ce but, différentes perspectives sont envisagées afin d'améliorer et de compléter cet outil.

5.2.1 Perspectives d'amélioration de la modélisation

Afin de compléter et d'améliorer la modélisation du transitoire UTOP, sont envisagées :

- L'élaboration d'un métamodèle²⁸ pour déterminer une distribution axiale initiale de valeurs du coefficient d'échange pastille gaine, son évolution pendant le transitoire (nécessaire pour la simulation des transitoires lents) et la quantité de produits de fission inclus dans l'aiguille en régime permanent. Ce métamodèle permettrait de s'affranchir de l'utilisation d'autres outils de calculs en amont et permettre à OCARINa d'être un outil autonome.
- Un changement d'échelle d'OCARINa. La géométrie utilisée est représentative d'une aiguille combustible, qui est représentative d'un assemblage. Afin de pouvoir simuler un réacteur entier, un découpage en dérivations est envisagé. Cela signifie que plusieurs assemblages sont regroupés selon un (ou des) critère(s) donné(s)²⁹ au sein d'une même dérivation, qui se comporte comme un assemblage moyen représentatif des assemblages qui la composent. À titre d'exemple, les 288 assemblages du cœur d'ASTRID (CFV-V3) sont représentés par 11 dérivations dans les calculs d'ULOF actuellement effectués avec SIMMER [58], et par 31 dérivations dans les calculs effectués actuellement avec CATHARE [59].
- Dans OCARINa à l'échelle cœur, l'implémentation d'un modèle neutronique de cinétique point (une démarche de validation de l'utilisation de ce modèle est exposée en **Annexe 4**) permettant de calculer l'évolution de la puissance du réacteur connaissant une réactivité externe insérée avec une prise en compte des contre-réactions neutroniques, notamment l'effet Doppler. Une première étude avec ce modèle est déjà envisagée (cf. §5.2.3).

5.2.2 Perspectives de validation

Besoins en validation pour la thermique/thermohydraulique

La base de validation de la thermique/thermohydraulique d'OCARINa s'appuie sur des tests à effets séparés, des tests intégraux ainsi que sur une comparaison logiciel-à-logiciel, ce qui constitue une base de validation solide. Cependant, elle n'est constituée que de tests issus de campagnes expérimentales effectuées au CEA (CEA Grenoble pour les essais CESAR, CEA Cadarache pour les essais CABRI). Afin d'élargir cette base de validation, il est envisagé de rajouter des essais d'excursion de puissance ayant eu lieu dans le réacteur TREAT [27], qui est un équivalent du réacteur CABRI aux États-Unis utilisant des géométries d'aiguilles et des combustibles différents. La disponibilité des rapports d'essais est toutefois un point bloquant.

²⁸ Fonction analytique donnant l'évolution d'une variable d'intérêt en fonction de données d'entrée corrélées à partir de milliers de résultats de logiciels plus complexes.

²⁹ Rapport puissance sur débit, position de l'assemblage dans le cœur etc.

Besoins en validation pour la thermomécanique

La base de validation de la thermomécanique d'OCARINa inclut uniquement des tests intégraux. Bien que cette base soit fournie, une comparaison logiciel-à-logiciel pourrait être envisagée afin de valider numériquement le calcul du champ de contraintes dans la gaine, avec l'utilisation de l'outil CAST3M [60]. Cet outil permet en effet de simuler le comportement mécanique des matériaux en régime transitoire à l'aide de la méthode des éléments finis. Il est notamment utilisé au CEA comme outil de post-traitement de GERMINAL [19]. Cette démarche pourrait également permettre de valider l'utilisation du critère de rupture de gaine retenu pour OCARINa.

Ce travail n'a pas pu être effectué pendant ce travail de thèse par manque de temps.

5.2.3 Perspectives d'études

Études réacteur

Une fois OCARINa étendu à l'échelle du cœur et le modèle neutronique point implémenté, il est envisagé d'utiliser OCARINa pour des études de sûreté sur le cœur d'ASTRID en considérant une rampe de réactivité insérée de plusieurs dizaines de dollars (cf. **Annexe 1**) par seconde pendant une centaine de millisecondes (représentant une insertion nette de quelques dollar). Le choix de cette rampe s'appuie sur des études précédentes [6] et permet d'être représentatif, par exemple, d'une chute de supportage du cœur du réacteur (cf. **Chapitre 1**).

Une étude de sensibilité pourra être faite en considérant différentes rampes de réactivité externe insérée (de 10 à 40 \$/s en ordre de grandeur) et en considérant (ou non) l'effet Doppler. Cette étude permettrait de quantifier l'effet de la contre-réaction Doppler sur le déroulement du transitoire (masse fondue, rupture de gaine, ébullition du sodium) et/ou de déterminer un seuil en insertion de réactivité au-delà duquel le cœur commence à se dégrader.

Chaînage avec les autres outils physico-statistiques

Finalement, ce travail pourrait se poursuivre avec la modélisation de la suite de l'accident (éjection du combustible fondu hors des aiguilles, interaction combustible-sodium menant à la génération d'une onde de pression, gel du combustible dans le canal menant à la formation d'un bouchon étanche dans un assemblage, etc.) pouvant conduire à la perte totale de géométrie du cœur. Cette modélisation pourra s'appuyer sur des outils physiques déjà existants comme par exemple DETONa [61], qui est dédié à la vaporisation de combustible dans du sodium ou comme BETINa [45] dédié à la simulation d'un bouchage total instantané d'un assemblage.

Annexe 1 : Éléments de neutronique

NB : Pour plus de détails, le lecteur peut se référer au *Précis de neutronique* de Paul Reuss, collection EDP Sciences, INSTN (2008) [62].

La réaction de fission

La réaction de fission nucléaire est schématisée sur la **Figure A1.1** ci-dessous et peut être décrite succinctement de la façon suivante :

0. Un neutron a percuté un noyau fissile.
1. Le noyau fissile est excité et se fragmente : il fissionne.
2. Les deux fragments s'écartent l'un de l'autre en emportant une grande partie de l'énergie de fission sous forme d'énergie cinétique (environ 170 MeV).
3. Émission de neutrons, dits prompts. Entre deux et trois neutrons prompts sont émis.
4. Émission des photons gamma prompts (environ 7 photons émis).
5. Le milieu combustible ralentit très fortement les fragments de fission, d'autant que la densité ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$] de ce milieu est importante. Toute l'énergie cinétique est alors transformée en chaleur.

Ensuite, les fragments de fission peuvent se désintégrer selon une voie de décroissance β^- (plusieurs secondes à plusieurs dizaines de secondes après la réaction de fission) en émettant de nouveaux neutrons, ce sont les neutrons retardés. Ces neutrons sont primordiaux pour le pilotage d'un réacteur nucléaire (cf. § **Neutrons retardés et accident de réactivité** de cette Annexe).

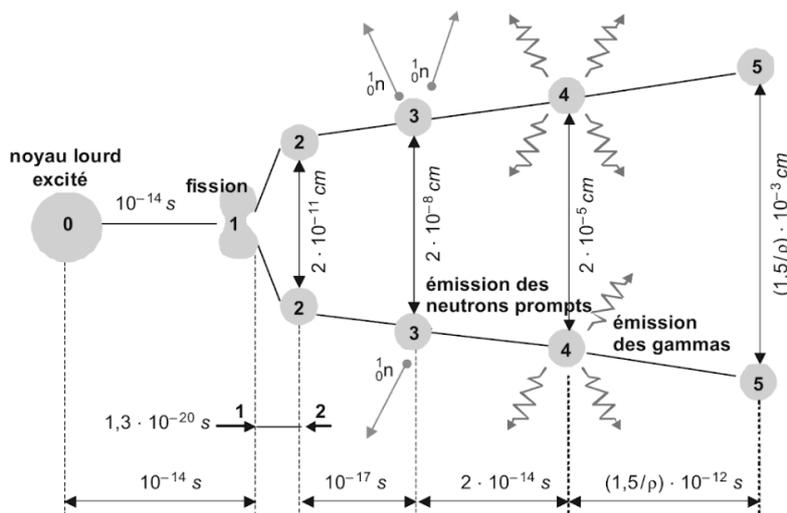


Figure A1.1 : Diagramme de Wigner de la fission nucléaire [63].

La réactivité

Soit un neutron émis par fission. Ce neutron a une probabilité α de provoquer une nouvelle fission. Cette nouvelle fission émet en moyenne ν neutrons, dits « prompts ». Ainsi, chaque neutron absorbé produira $(\nu\alpha)$ nouveaux neutrons. Le produit de la

probabilité α multipliée par le nombre de neutrons ($\nu\alpha$) est appelé facteur de multiplication effectif, noté k_{eff} . Il représente le rapport entre la population de neutrons de la génération $i + 1$ sur la population de neutrons de la génération i , d'où l'idée de « multiplication » des neutrons. L'évolution de la population neutronique d'un cœur à partir d'un nombre de neutrons initial n_0 peut se schématiser comme suit :

$$n_0 \rightarrow k_{\text{eff}} n_0 \rightarrow k_{\text{eff}}^2 n_0 \rightarrow k_{\text{eff}}^3 n_0 \rightarrow \dots \rightarrow k_{\text{eff}}^N n_0$$

Chaque " \rightarrow " représente le passage d'une génération à la suivante jusqu'à $N + 1$ générations.

La population neutronique suit donc une suite géométrique de raison k_{eff} . Ainsi :

- Si $k_{\text{eff}} < 1$: la réaction en chaîne s'étouffe, la population neutronique diminue avec le temps. Le cœur est dit sous-critique.
- Si $k_{\text{eff}} = 1$: la réaction en chaîne est stable, la population neutronique est constante. Le cœur est dit critique.
- Si $k_{\text{eff}} > 1$: la réaction en chaîne s'emballe, la population neutronique augmente. Le cœur est dit sur-critique.

En pratique, pour quantifier l'écart du cœur à la criticité, une grandeur appelée réactivité est utilisée. La réactivité ρ d'un cœur, également exprimée en pcm, est définie par l'expression :

$$\rho = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{k_{\text{eff}}}$$

Ainsi, une réactivité nulle correspond à un cœur critique, une réactivité positive à un cœur sur-critique et une réactivité négative à un cœur sous-critique.

Lors d'un transitoire d'insertion de réactivité, le cœur est initialement critique et un initiateur provoque une insertion positive de réactivité rendant le cœur sur-critique. Par conséquent, le nombre de neutrons augmente, donc le nombre de fissions augmente et donc la puissance du cœur augmente. Ce raisonnement est seulement vrai dans les premiers instants du transitoire car très vite, des « réponses » neutroniques du cœur vont intervenir et modifier la réactivité.

Contre-réactions neutroniques

Lorsque le cœur est soumis à une perturbation, différentes réponses neutroniques interviennent faisant varier la réactivité totale, ce sont les contre-réactions neutroniques. Pendant un transitoire d'insertion de réactivité dans un RNR, la réactivité nette insérée dans le cœur correspond à la somme de la réactivité insérée et des contre-réactions neutroniques :

$$\rho_{\text{nette}} = \rho_{\text{insérée}} + \sum \rho_{\text{CR}}$$

Les contre-réactions pouvant être positives (effet de vide dans les zones centrales du cœur CFV) ou négatives (effet Doppler). Chacune d'entre-elle est décrite par un coefficient α liant la variation de réactivité $d\rho$ à une perturbation dX :

$$d\rho = \alpha dX$$

Cette perturbation peut être une variation de température (cas de l'effet Doppler) ou une variation de densité (cas de la dilatation du sodium par exemple).

Les paragraphes suivants exposent les principales contre-réactions neutroniques intervenant pendant un transitoire d'insertion de réactivité.

Effet Doppler

L'effet Doppler est une contre-réaction neutronique intervenant lors d'une variation de température du combustible. Si cette température augmente, l'agitation thermique provoque un élargissement des résonances des sections efficaces de capture et de fission. Cette contre-réaction est négative : une augmentation de température induit une insertion d'anti-réactivité dans le cœur. Cet effet est principalement dû aux résonances de l' U^{238} de 0,1 à 10 keV. La réactivité apportée par l'effet Doppler se calcule comme suit :

$$d\rho_{\text{Doppler}} = K_D \frac{dT_c}{T_c}$$

Avec :

K_D : Constante Doppler. [-]

T_c : Température du combustible. [K]

Effet de vide

L'augmentation de la température du sodium entraîne une diminution de sa densité. Il y a donc diminution du nombre d'interactions entre les neutrons et les noyaux du caloporteur : le milieu est plus transparent. Cela entraîne un effet spectral (positif), un effet dû aux fuites (négatif) et un effet lié aux captures (positif).

- Effet spectral : comme il y a moins d'interactions avec le caloporteur, on observe un durcissement du spectre (décalage vers les hautes énergies) qui, dans le cas d'un RNR-Na, provoque un accroissement de la réactivité. L'augmentation ou la diminution de la réactivité est fonction de la composition du combustible, chaque isotope ayant sa propre distribution de sections efficaces de fission en fonction de l'énergie des neutrons incidents ;
- Effet lié aux fuites : comme il y a moins de chocs avec le sodium, les neutrons sont moins ralentis. Globalement, la probabilité d'interaction et d'absorption diminue avec l'énergie. Le libre parcours moyen des neutrons et donc les fuites dans le cœur augmentent, avec un effet négatif sur la réactivité ;
- Effet de capture : la diminution des chocs avec le sodium implique également qu'il y ait moins de captures dans le sodium et donc davantage de neutrons disponibles. Cet effet positif est cependant faible.

La variation de la réactivité du cœur correspond à la compétition de ces trois effets. Dans les RNR-Na, la variation globale de la réactivité due à une dilatation du sodium est généralement positive.

Neutrons retardés et accident de réactivité

Le paragraphe précédent présente le phénomène de multiplication des neutrons comme si les neutrons directement émis par fission, les neutrons prompts, en étaient les seuls responsables. La définition du k_{eff} montre que la population neutronique est multipliée par un facteur k_{eff}^N au bout de $N + 1$ générations. Le temps moyen entre deux générations étant d'environ $\bar{l} = 10^{-7}$ s dans un RNR, 10^7 générations de neutrons se succèdent donc en 1 seconde. En supposant que le k_{eff} du réacteur soit de 1,00001 ce qui est équivalent à une réactivité de +1pcm, la population neutronique (et donc la puissance) est alors multipliée en 1 seconde par :

$$k_{\text{eff}}^N = 1,00001^{10^7} = 2,7 \cdot 10^{43}$$

Inversement, en supposant que le k_{eff} du réacteur soit de 0,99999 ce qui est équivalent à une réactivité de -1pcm, la population neutronique (et donc la puissance) est alors multipliée en 1 seconde par :

$$k_{\text{eff}}^N = 0,99999^{10^7} = 3,7 \cdot 10^{-44}$$

Le pilotage du réacteur est impossible dans ces conditions.

Lors du processus de fission, les fragments de fission sont des noyaux fortement excités dont certains vont suivre une voie de désintégration β^- suivie d'une émission de neutrons, ce sont les neutrons retardés. Leur temps d'émission est imposé par les constantes de désintégration $\bar{\lambda}$ [s^{-1}] des noyaux « précurseurs ». Pour piloter un réacteur, il faut que la criticité soit atteinte avec les neutrons retardés, donc limitée par la cinétique de désintégration des noyaux précurseurs.

Ainsi, le k_{eff} se calcule en sommant les contributions des neutrons prompts et des neutrons retardés, caractérisés par une fraction β (pcm). La fraction de neutron prompt est donc égale à $1 - \beta$:

$$k_{\text{eff}} = \beta k_{\text{eff}} + (1 - \beta)k_{\text{eff}} = k_d + k_p$$

Avec :

k_p : Coefficient de multiplication des neutrons prompts. [-]

k_d : Coefficient de multiplication des neutrons retardés. [-]

Les paramètres cinétiques du cœur CFV fournissent une période de désintégration moyenne $\bar{\tau}$ et une fraction de neutrons retardés β , ce qui permet d'estimer le nouveau temps moyen entre deux générations de neutrons en prenant en compte l'émission des neutrons retardés :

$$\bar{l} = (1 - \beta)l + \beta(\bar{\tau} + l) = l + \beta\bar{\tau} \sim 0.25s$$

En reprenant les calculs analytiques de k_{eff}^N précédents avec cette nouvelle valeur, seulement 4 générations de neutrons se succèdent en 1 seconde. Il vient alors pour un écart à la criticité de +1pcm :

$$k_{\text{eff}}^N = 1,00001^4 = 1,00004$$

Et un écart de -1pcm :

$$k_{\text{eff}}^N = 0,99999^4 = 0,99996$$

La population neutronique n'a quasiment pas évolué, le réacteur est alors contrôlable.

Ces calculs analytiques rendent bien compte de l'importance des neutrons retardés. La limite entre la criticité et la criticité prompt, c'est-à-dire une criticité apportée par les seuls neutrons prompts, correspond à une réactivité insérée supérieure à la fraction de neutrons retardés β . Le coefficient de multiplication des neutrons prompts s'écrit en effet :

$$k_p = (1 - \beta)k_{\text{eff}}$$

En supposant que $\rho > \beta$,

$$\frac{k_{\text{eff}} - 1}{k_{\text{eff}}} > \beta \rightarrow k_{\text{eff}} - 1 > k_{\text{eff}}\beta \rightarrow (1 - \beta)k_{\text{eff}} > 1 \rightarrow k_p > 1$$

Ce résultat montre que la criticité est déjà atteinte avec les neutrons prompts, le temps moyen entre deux générations de neutrons correspond alors à celui des neutrons prompts (10^{-7} s) : c'est l'emballement de la réaction en chaîne. Ce cas de figure correspond à des transitoires d'insertion de réactivité par compaction du cœur, de chute de supportage du cœur et par passage de bulle.

Dans le cas d'une faible insertion de réactivité $\beta > \rho > 0$, en exprimant la réactivité insérée comme une fraction de β notée x , comprise entre 0 et 1, le raisonnement précédent fourni :

$$\frac{k_{\text{eff}} - 1}{k_{\text{eff}}} = x\beta \rightarrow k_{\text{eff}} - 1 = k_{\text{eff}}x\beta \rightarrow (1 - x\beta)k_{\text{eff}} = 1$$

Or, sachant que $x\beta < \beta$,

$$(1 - x\beta)k_{\text{eff}} < 1 \rightarrow k_p < 1$$

Le réacteur, même en étant sur-critique, est toujours piloté par les neutrons retardés, limitant ainsi la vitesse de l'excursion de puissance. Ce cas de faible insertion correspond au transitoire de remontée intempestive de barre.

Enfin, la réactivité insérée peut également s'exprimer en « dollar ». Une réactivité de 1 \$ correspond à une réactivité égale à la fraction de neutrons retardés β . Cette unité est divisée en « cents » : une réactivité de 1 cent correspond à une réactivité égale à 1 % de β .

Annexe 2 : Matrices d'essais CABRI

Cette Annexe présente les matrices d'essais des programmes CABRI-1, CABRI-2 et CABRI-FAST. Les **Figures A2.1 à A2.6** sont directement tirées de [64].

Matrice des essais de la campagne CABRI-1

Chaque essai de la campagne CABRI-1 est caractérisé par l'énergie injectée au plan de flux maximal (PFM) de l'aiguille combustible et l'instant de déclenchement du TOP par rapport à l'état thermohydraulique du sodium et l'état thermique de la gaine (cf. **Figure A2.1**).

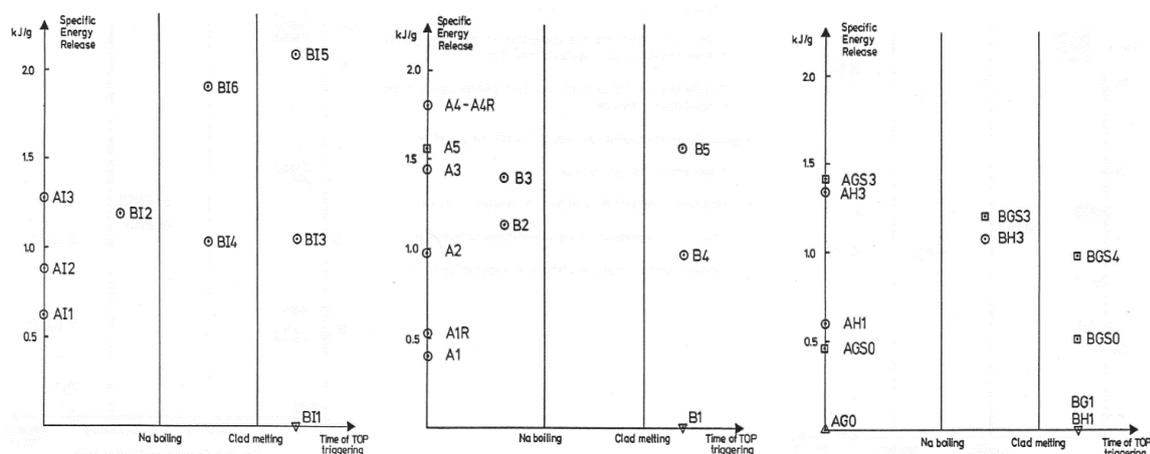


Figure A2.1 : Matrice des essais CABRI-1.

Matrice des essais de la campagne CABRI-2

Les essais de la campagne CABRI-2 sont divisés en deux catégories : les essais de TOP (cf. **Figure A2.2**) et les essais de rampe de puissance (cf. **Figure A2.3**). Pour chaque essai de TOP, les objectifs de l'essai et l'aiguille de test utilisée sont mentionnés. Concernant les essais de rampe de puissance, la trace de puissance est disponible. La **Figure A2.6** présente, en complément, l'évolution des énergies injectées au PFM de l'aiguille combustible pour chaque essai de la campagne CABRI-2.

TEST (DATE)	OBJECTIVE : Whole core accident	PIN (PEAK BURNUP)	Remarks
E5 (03/87)	Thermal calibration (no failure)	Ophélie 6 (5,4 at%)	Annular fuel-SPX1, 316 ε clad
E7 (10/87)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under fast power transient	id	Pure TOP, restrained channel conditions
E8 (06/88)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under fast power transient	id	LOF+TOP in semi- restrained channel conditions
E4 (04/89)	Thermal calibration (no failure)	Viggen 4 12,6 at%	Full pellet, PHENIX type, 15-15 Ti ε clad
E6 (02/90)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under fast power transient (10-20 KJ/g.s)	id	Pure TOP, restrained channel conditions
E2 (12/89)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under medium power transient (1-5 kJ/g.s)	id	Pure TOP, restrained channel conditions
E3 (02/91)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under medium power transient (1-5 kJ/g.s)	id	LOF+TOP in semi- restrained channel conditions
E13 (07/90)	Pin failure mechanism, fuel dispersion under medium power transient (1-5 kJ/g.s)	id	LOF+TOP unrestrained channel conditions
E11 (09/91)	Early transition phase study, motion of fuel accumulations	id	LOF+Double pulse ; 2 nd TOP triggered in conditions of E13 final state

Figure A2.2 : Matrice des essais CABRI-2 (1/2)

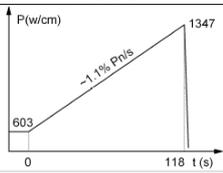
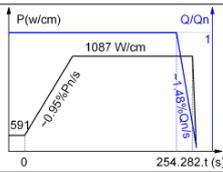
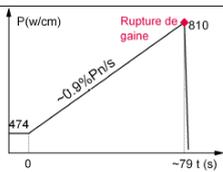
	ESSAI	AIGUILLE	RAMPE	OBJECTIFS
C A B R I - 2	E9	Ophélie 6 gaine en 316 Φ 7.5/8.65 Cb annulaire ~5 at%		Puissance à fusion et marge à rupture d'une aiguille annulaire
	E9 bis	Ophélie 6 gaine en 316 Φ 7.5/8.65 Cb annulaire ~5 at%		Gaine amincie au plan de flux maximum
	E12	Viggen 4 gaine 15x15Ti Φ 5.65/6.55 Cb plein ~12 at%		Puissance à fusion et marge à rupture d'une aiguille pleine à fort taux de combustion

Figure A2.3 : Matrice des essais CABRI-2 (2/2)

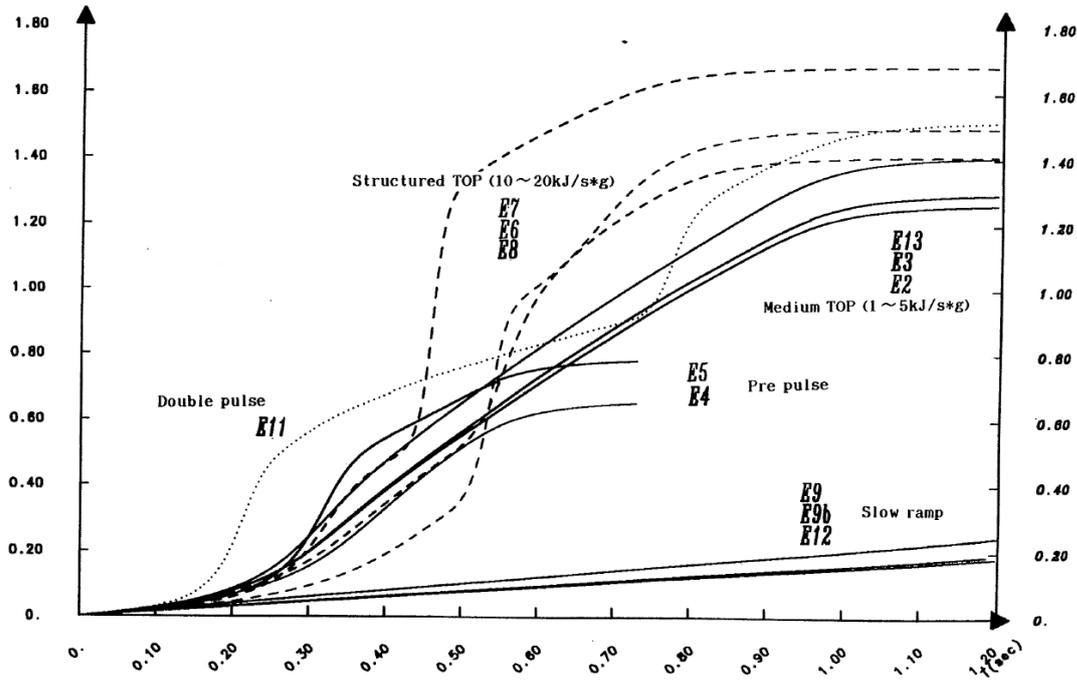


Figure A2.4 : Energies injectées au PFM de l'aiguille combustible pour chaque essai de la campagne CABRI-2.

Matrice des essais de la campagne CABRI-FAST

Les essais de la campagne CABRI-FAST sont présentés de la même manière que les essais de la campagne CABRI-2 où on distingue les essais de TOP (cf. Figure A2.5) et les essais de rampe de puissance (cf. Figure A2.6).

TEST (DATE)	OBJECTIVE : Whole core accident	PIN (PEAK BURNUP)	Remarks
PF2 (03/93)	Pre-failure behaviour	Quasar (12,4 at%)	Annular fuel, PHENIX type, 15-15 Ti ϵ clad, Pure TOP, restrained channel conditions
LT2 (03/94)	In-pin fuel motion	id	Pure TOP, restrained channel conditions
LT1 (12/95)	In-pin fuel motion, pin failure mechanism	id	LOF+TOP in semi-restrained conditions
EFM1 (05/94)	Extended fuel motion	Scarabix (6,4 at%)	Annular fuel, SPX1 type, 15-15 Ti ϵ clad, LOF+TOP in unrestrained conditions, TOP triggering close to clad melting
LT4 (03/97)	In-pile fuel motion	id	LOF+TOP in semi-restrained conditions

Figure A2.5 : Matrice des essais CABRI-FAST (1/2)

C A B R I - F A S T	BCF1	Viggen 4 gaine 15x15Ti Φ 5.65/6.55 Cb plein ~12 at%		Influence de la vitesse de montée en puissance sur la puissance à fusion et la marge à rupture d'une aiguille pleine
	PFX	Scarabix gaine 15x15Ti Φ 7.37/8.5 Cb. annulaire 6.4 at%		Puissance à fusion d'une aiguille annulaire de type Super-PHENIX
	PF1	Scarabix gaine 15x15Ti Φ 7.37/8.5 Cb. annulaire 6.4 at%		Puissance à fusion d'une aiguille annulaire de type SUPERPHENIX
	MF2	Scarabix gaine 15x15Ti Φ 7.37/8.5 Cb. annulaire 6.4 at%		Marge à rupture d'une aiguille annulaire de type SUPERPHENIX

Figure A2.6 : Matrice des essais CABRI-FAST (2/2)

Annexe 3 : Géométrie d'un assemblage et d'une aiguille de combustible de RNR-Na

Ce texte est directement tiré de [65].

L'assemblage

Il constitue « la cellule élémentaire » du cœur. Ses principales fonctions sont le maintien géométrique du faisceau d'aiguilles, son refroidissement efficace par une bonne circulation du sodium et une manutention aisée avant et après irradiation. L'assemblage combustible comprend (cf. **Figure A3.1**) :

- Un pied qui sert à positionner l'assemblage et à réguler le débit interne de sodium.
- Une pièce de fixation des aiguilles par un système de grilles et de rails, insérée dans une pièce massive qui assure la jonction entre le pied et le tube hexagonal. Cette pièce est équipée, en partie externe, de cames destinées à faciliter l'orientation de l'assemblage lors de son introduction dans le réseau.
- Le faisceau d'aiguilles à l'intérieur du tube hexagonal, celles-ci espacées les unes des autres par des fils hélicoïdaux enroulés autour de chacune d'elles pour permettre aux sous-canaux de sodium ainsi constitués de transférer correctement au caloporteur leur énergie.
- Une protection neutronique supérieure, permettant d'absorber les neutrons qui sortent du cœur.
- Une tête qui sert à la préhension et au guidage de l'assemblage par le système de manutention.

L'aiguille combustible

L'aiguille combustible d'un RNR-Na se présente, à quelques variantes près, sous la forme suivante (cf. **Figure A3.1**) :

- Une gaine cylindrique en acier, fermée en ses extrémités par deux bouchons soudés.
- Une colonne fissile constituée, le plus souvent, d'un empilement de pastilles d'oxyde mixte d'uranium et de plutonium, un jeu de montage entre les pastilles et la gaine (de 200 à 300 μm) est nécessaire ; il sert à accommoder l'évolution géométrique du combustible sous irradiation.
- La présence ou non de couvertures fertiles en UO_2 appauvri, situées de part et d'autre de la colonne fissile.
- Une ou deux chambres d'expansion des gaz de fission (aussi appelée plénum) ; l'une en partie inférieure de l'aiguille, l'autre en partie supérieure contenant un ressort de maintien pour la colonne fissile, initialement remplie d'hélium à la pression atmosphérique, chambres qui servent de réservoir pour les gaz de fission relâchés par le combustible, parfois jusqu'à plus de 90 % de leur production.

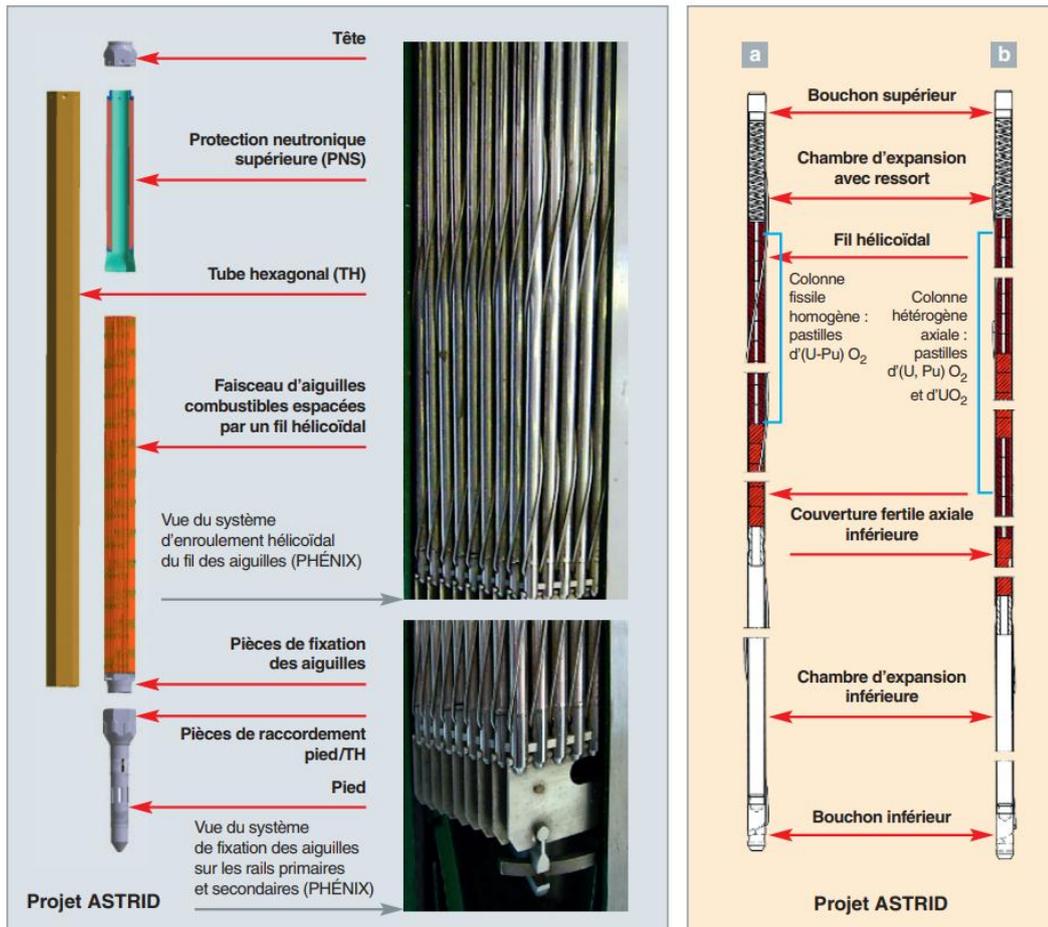


Figure A3.1 : Géométrie d'un assemblage et d'une aiguille de combustible de RNR-Na. [64]

Annexe 4 : Modèle neutronique de cinétique point

Théorie

NB : Cette annexe présente très succinctement ce modèle, pour une description plus détaillée, le lecteur peut se référer au *Précis de neutronique* de Paul Reuss, collection EDP Sciences, INSTN (2008) [62].

Les équations de la cinétique point permettent de calculer l'évolution de la puissance du cœur d'un réacteur nucléaire et l'évolution de la population des précurseurs de neutrons retardés. Elles s'écrivent :

$$\begin{cases} \frac{dQ}{dt} = \left(\frac{\rho - \beta}{\Lambda} \right) Q + \sum_i \lambda_i C_i \\ \frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} Q - \lambda_i C_i \end{cases}$$

Avec :

- Q : Puissance du réacteur. [W]
- ρ : Réactivité du cœur à l'instant t. [pcm]
- β_i : Fraction de neutrons retardés du groupe i ($\beta = \sum_i \beta_i$). [pcm]
- λ_i : Constante de décroissance des précurseurs du groupe i. [s^{-1}]
- C_i : Concentration des précurseurs de neutrons retardés du groupe i. [W]
- Λ : Temps moyen entre deux générations de neutrons. [s]

Ce modèle est basé sur les hypothèses suivantes :

1. La dépendance temporelle du flux neutronique est négligée : la dépendance en temps de la réactivité est assurée uniquement par les CR ;
2. La source de fission est considérée constante : le temps de génération moyen des neutrons est constant ;
3. La variation dans le temps des neutrons retardés est négligée : la fraction de neutrons retardés est constante ;
4. La distribution spatiale du flux neutronique est constante ;
5. Non prise en compte d'effets couplés dans les coefficients de contre-réactions neutroniques.

Il est question dans cette Annexe de démontrer que ce modèle peut être utilisé pour l'étude des UTOP. La suite du texte est donc dédiée à la validation de chacune des hypothèses précédentes sur un cas d'application d'UTOP.

Cas d'application

Tel qu'énoncé dans le **Chapitre 5**, il est prévu de s'intéresser à la modélisation d'une insertion d'une rampe de réactivité de plusieurs dizaines de dollars par seconde en quelques millisecondes. Cette rampe externe serait représentative d'un transitoire de chute de supportage du cœur du réacteur (cf. **Chapitre 1**).

Validation

Afin d'apporter des éléments pour valider l'utilisation d'un modèle de cinétique point, l'outil de calcul scientifique ERANOS [66] développé au CEA a été utilisé. C'est un outil de calcul neutronique déterministe quasi statique dédié aux réacteurs à neutrons rapides. La caractéristique quasi statique d'ERANOS ne permet pas de simuler tout le transitoire, mais de calculer des états permanents à différents instants, l'effet d'histoire lié aux neutrons retardés est donc intrinsèquement négligé. Rigoureusement, un calcul cinétique 3D serait nécessaire pour valider les différentes hypothèses (tout particulièrement l'hypothèse 1). Ce type d'outil étant pour l'instant non disponible et le temps ayant manqué, la validation faite pour l'utilisation du modèle de cinétique point ne sera donc qu'une validation partielle.

Le transitoire de chute de supportage du cœur peut être modélisé avec cet outil en simulant la neutronique du cœur en considérant que toutes les barres de commandes sont extraites d'une certaine profondeur à partir de la cote critique³⁰ en début de cycle d'irradiation³¹. Cette étude a été faite sur le cœur CFV avec 5 positions des rideaux de barres, notée de P1 (cote critique) à P5 (retrait complet des rideaux de barres) avec P2, P3 et P4 correspondant à des positions intermédiaires.

Hypothèse 2&3

La **Table A.4** ci-dessous expose les résultats obtenus pour le calcul de la variation (en %) de la fraction de neutrons retardés β et de la variation (en %) du temps de génération moyen des neutrons Λ pour chaque position du rideau de barres par rapport à la position P1 :

Ces résultats montrent que les variations de β et Λ sont négligeables pour toutes les positions des rideaux de barre. Les hypothèses 2&3 peuvent donc être validées.

Position des rideaux de barres	$\left 100 \left(\frac{\beta - \beta(P1)}{\beta(P1)}\right)\right $	$\left 100 \left(\frac{\Lambda - \Lambda(P1)}{\Lambda(P1)}\right)\right $
P1	0	0
P2	0,03	0,99
P3	0,05	0,29
P4	0,11	0,36
P5	0,13	1,6

Table A.4.1 : Résultats ERANOS à différents niveaux d'insertion de rideaux de barres.

³⁰ Cote d'insertion permettant de maintenir le cœur critique, $\rho = 0$.

³¹ Une étude en fin de cycle n'aurait en effet pas de sens car les rideaux de barres sont déjà extraits pour maintenir une réactivité nulle (usure du combustible).

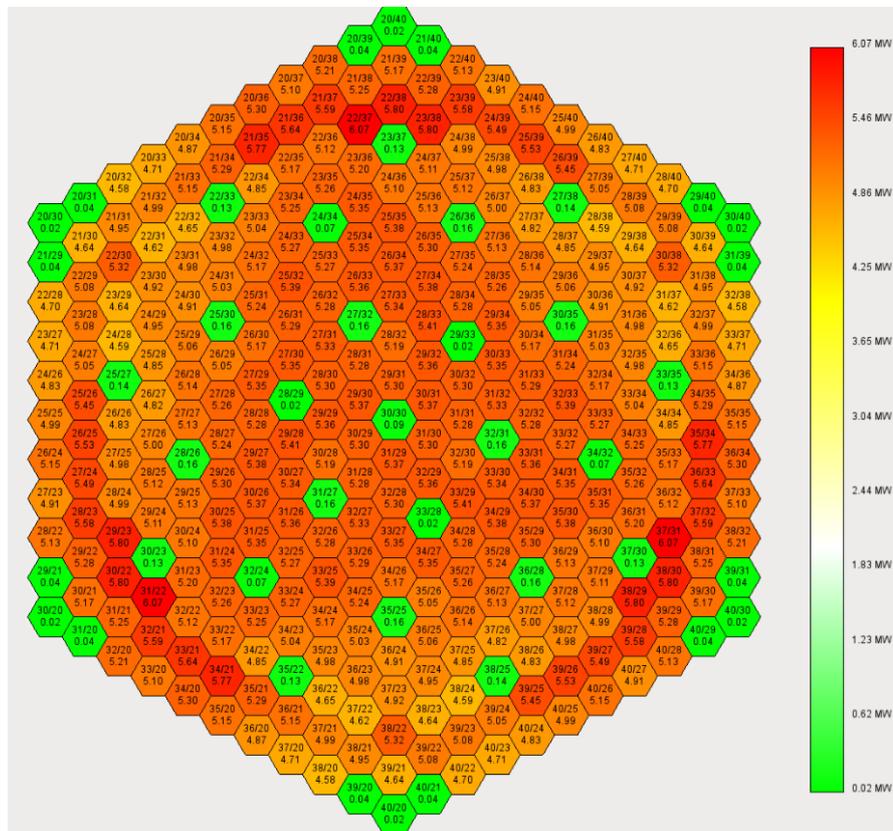
Hypothèse 4

Les **Figures A.4a et A.4b** montrent les nappes de puissances obtenues avec ERANOS pour les positions P1 et P5.

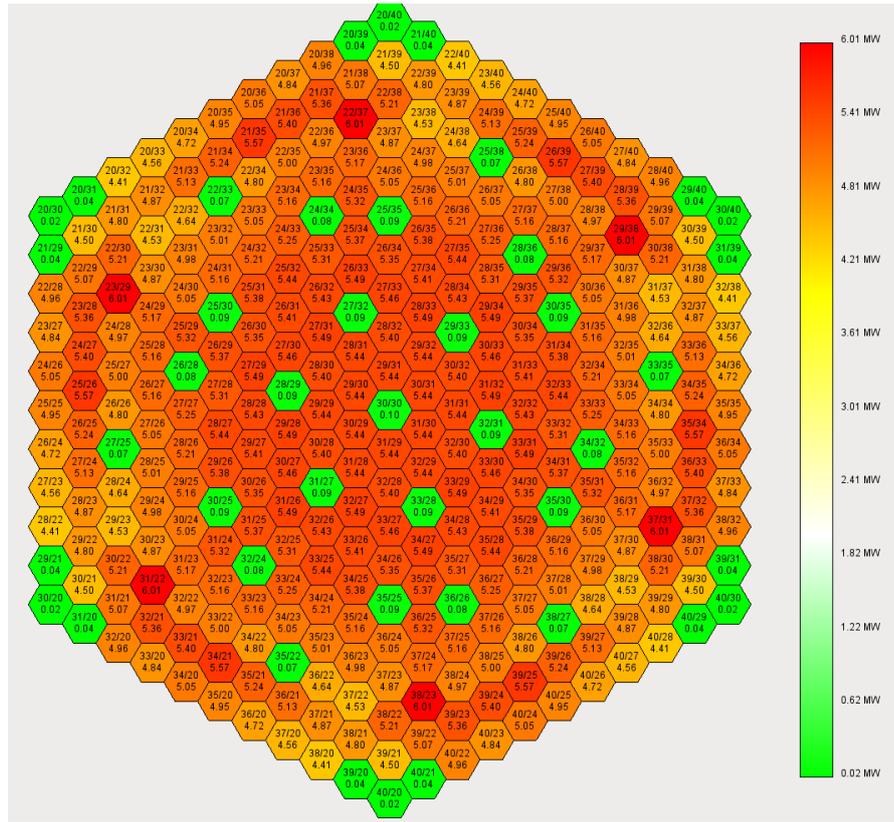
Les calculs de ces nappes de puissance ne mettent pas en évidence de déformations locales de la nappe de puissance pour un retrait complet des rideaux de barre (P5) par rapport à la position de référence P1. La puissance locale étant directement proportionnelle au flux neutronique local, l'hypothèse 4 est validée.

Hypothèse 5

Afin de vérifier cette hypothèse, il est nécessaire de calculer les dépendances entre chaque coefficient de contre-réactions neutroniques (Doppler, effet de vide, etc.) local dans le réacteur. Ces coefficients locaux peuvent être calculés par ERANOS pour chaque position des rideaux de barre. Ce calcul n'a cependant pas été réalisé pendant ce travail de thèse par manque de temps.



Figures A.4.1a : Nappe de puissance P5



Figures A.4.1b : Nappe de puissance P1.

Implémentation

Les équations de la cinétique point peuvent être résolues à l'aide d'un schéma numérique Euler-implicite (cf. **Chapitre 2**). En utilisant un modèle de cinétique point à 8 groupes de neutrons retardés, la discrétisation de ces équations fournit un système matriciel 9x9 :

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{\Delta t} - \frac{\rho - \beta}{\Lambda} & -\lambda_1 & -\lambda_2 & \dots & -\lambda_8 \\ -\frac{\beta_1}{\Lambda} & \frac{1}{\Delta t} + \lambda_1 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\beta_2}{\Lambda} & 0 & \frac{1}{\Delta t} + \lambda_2 & \ddots & 0 \\ \vdots & 0 & \ddots & \ddots & 0 \\ -\frac{\beta_8}{\Lambda} & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\Delta t} + \lambda_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q^{j+1} \\ C_1^{j+1} \\ C_2^{j+1} \\ \vdots \\ C_8^{j+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\Delta t} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{1}{\Delta t} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\Delta t} & \ddots & 0 \\ \vdots & 0 & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\Delta t} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q^j \\ C_1^j \\ C_2^j \\ \vdots \\ C_8^j \end{bmatrix}$$

Pouvant s'écrire :

$$AX^{j+1} = BX^j$$

Le vecteur des inconnues X^{j+1} peut être calculé en inversant le système matriciel à chaque pas de temps :

$$X^{j+1} = A^{-1}BX^j$$

Ainsi connaissant la réactivité à chaque pas de temps (réactivité insérée à laquelle s'ajoute le calcul des contre-réactions neutroniques), la puissance du réacteur peut être calculée à chaque pas de temps.

La réactivité insérée étant une donnée d'entrée, il suffit de pouvoir calculer les contre-réactions neutroniques. Le modèle thermique d'OCARINa (cf. **Chapitre 2**) permet de calculer la température moyenne en tout point d'une colonne combustible, un calcul de la contre-réaction Doppler est donc possible (cf. **Annexe 1**) en chaînant le modèle neutronique au modèle de thermique. De plus, la possibilité de calculer la variation de la température (et donc de la densité) du sodium et la propagation des fronts d'ébullition permettrait de prendre en compte l'effet de vide.

Références

- [1] J. Guidez et B. Bonin, « Réacteurs nucléaires à caloporteur sodium », Monographie de la DEN, groupe Moniteur (2014).
- [2] Loi du 28 juin 2006 - Présentation de la loi. Ministère de l'environnement, de l'énergie et de la mer, 2010.
- [3] X. Manchon, « Contribution à la prédiction du déroulement de scénarios d'accidents graves dans un RNR-Na », Thèse de doctorat, Université de Lyon (2017).
- [4] J.B. Droin, « Modélisation d'un transitoire de perte de débit primaire non protégé dans un RNR-Na », Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes (2016).
- [5] P. Sciora et al, « Low void effect core design applied on 2400 MWth SFR reactor », *ICAPP'11*, Nice, France (2011).
- [6] F. Bertrand et al, « Comparison of the behavior of two core designs for ASTRID in case of severe accidents », *Nuclear engineering and Design*, 2015.
- [7] « Accidents graves des réacteurs à eau de production d'électricité », Rapport IRSN-2008/98-FR, décembre 2008.
- [8] H.A. Bethe, J.H. Tait, « An estimate of the order of magnitude of the explosion when the core of a fast reactor collapses », *In RHM* (1956).
- [9] M. Natta, P. Lauret, J. Moreau, « Accidents de réactivité pouvant affecter les réacteurs Super-Phenix et EFR », Rapport CEA/DES/115, http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/24/054/24054704.pdf (1993)
- [10] S. Kondo, K. Morita, Y. Tobita, K. Kamiyama, D.J. Brear, and E.A. Fischer, « SIMMER-III : computer program for LMFR core disruptive accident analysis », O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation (1996).
- [11] D. Lemasson and 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).
- [12] N. Marie, « R&D dans le domaine de la thermohydraulique des écoulements polyphasiques pour la modélisation des transitoires accidentels des réacteurs de Générations II, III et IV », Mémoire HDR soutenue le 16/06/2016 – Rapport CEA-R-6498 (2018).
- [13] F. Bertrand et al, « Status of severe accident studies at the end of the conceptual design of ASTRID: Feedback on mitigation features », *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 326, pp 55-64 (2018).
- [14] K. Kawada, I. sato, Y. Tobita, W. Pfrang, L. Buffe and E. Dufour, « Development of PIRT for SAS-SFR validation », *ICONE22*, Prague, Czech Republic, July 7-11 (2014).
- [15] I. Sato, U. Imke, W. Pfrang, M. Berne, « Transient fuel pin behaviour and failure conditions in CABRI-2 in-pile tests », *International Topical Meeting on Sodium Cooled Fast Reactor Safety*, Obninsk, Russia, Oct 3–7 1994, Vol. 2, pp 134 (1994).
- [16] J.M. Seiler, « Étude de l'ébullition du sodium au cours d'un transitoire rapide de puissance dans un canal chauffant », Thèse de doctorat, Institut national polytechnique de Grenoble (1977).

- [17] R.E. Henry, M.A. Grolmes, K.H. Fauske, « Propagation velocity of pressure waves in gas liquid mixture », In *proceedings of the International Symposium on Research in Cocurrent Gas Liquid Flow*, Waterloo, Ontario, Canada (1968).
- [18] F. Agosti, L. Luzzi, « Heat transfer correlations for liquid metal cooled fast reactors – short handbooks », Politecnico di Milano, Department of Nuclear engineering (2007).
- [19] M. Lainet, « GERMINALV2.2 : Note de présentation », Note technique CEA/DEN/CAD/DEC/SESC/LSC NT15-042 (2015).
- [20] A. Latrobe, « A comparison of some implicit finite difference schemes used in flow boiling analysis » - *OECD specialists meeting on two phase flows* – Toronto 1976.
- [21] A. Quarteroni et al, « Méthodes numériques pour le calcul scientifique, Programmes en MATLAB », Chapitre 10 – Collection IRIS, Edition Springer.
- [22] G.H. Golub, C.F Van Loan, « Matrix computation, 3rd edition », Baltimore, MD Johns Hopkins (1996).
- [23] « Le logiciel PHYSURA, Objectifs, Description et Validation », CEA, rapport CEA-R-5200, http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/15/001/15001924.pdf (1983).
- [24] « Étudier les situations accidentelles », Monographie de la DEN, groupe Moniteur (2008).
- [25] GL. Fiorini, « Mécanique de l'élément combustible au cours d'un transitoire de puissance : synthèse des résultats étrangers disponibles et orientation des travaux concernant l'utilisation des critères de rupture dans PHYSURA », Note technique S.I.E.S 78/51 (1978).
- [26] J. Papin, « Behavior of Fast Reactor Fuel During Transient and Accident Conditions », *Comprehensive Nuclear Materials*, 2012, Elsevier Ltd (2012).
- [27] D.D. Imholte, F. Aydogan, « Comparison of nuclear pulse reactor facilities with reactivity-initiated-accident testing capability », *Prog. Nucl. Energy*, Vol. 91, pp 310-324 (2016).
- [28] RE. Baars et al, « HEDL Empirical correlation of fuel pin TOP failure thresholds », HEDL Rochland, Washington (1976).
- [29] « Failure threshold correlation for fast reactor transient overpower accident analysis », ANS meeting, New Orleans (1975).
- [30] W. Hoffelner, « Materials for Nuclear Plants: From Safe Design to Residual Life Assessments », Edition Springer (2013).
- [31] F.W. Brust et al, « Severe accident condition modeling in PWR environment: creep rupture modeling », *ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, Paris, France, July 14-18 (2013).
- [32] K.J. Miles, « DEFORM III : Steady-state and transient pre-failure pin behavior », Documentation du logiciel SAS-SFR, Chapitre 3 (1985).
- [33] A. Moal et al., « SCANAIR: A transient fuel performance logiciel Part One: General modelling description », *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 280, pp 150-171 (2014).
- [34] Site internet de l'AFCEN : <https://afcen.com/fr/publications/rcc-mrx>
- [35] A. Ravenet, « RAMSES II. Présentation de la méthodologie et des règles applicables au dimensionnement des matériaux très fragiles », Rapport CEA/SDEC 89-053 (1989).
- [36] H. Bailly, D. Menessier, C. Prunier, « Le combustible nucléaire des REP et des RNR : conception et comportement », Série synthèse Eyrolles, CEA (1996).
- [37] L. Roche – Modèle de gonflement transitoire de l'oxyde GERMINAL1.3 – Rapport technique CEA (2001).

- [38] R. Fortunier, « Comportement mécanique des matériaux », Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne, Support de cours.
- [39] H. Oudin, « Introduction à la plasticité », Ecole Centrale de Nantes, Support de cours (2009).
- [40] D. Lamkin, « Analytical stress analysis solution for a simplified model of a reactor fuel element », PhD thesis, University of Arizona (1974).
- [41] H. Többe, « IAMBUS, A computer logiciel for the Design and Performance Prediction of Fast Breeder Fuel Rods », Rapport technique INTERATOM 54.08000.1, 05/90 (1990).
- [42] C. Struzik, « Interpretation of the CABRI-2 tests E5-E7-E8 using PHYSURA », CABRI Note C1091/91 (1991).
- [43] 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).
- [44] R.L. Winkler, « Uncertainty in probabilistic risk assessment », *Reliability Engineering and System Safety*, 54:127–132 (1996).
- [45] N. Marie et al, « Physico-statistical approach to assess the core damage variability due to a total instantaneous blockage of SFR fuel sub-assembly », *Nuclear engineering and Design*, Vol. 297, pp 343-353 (2016).
- [46] J.B. Droin et al, « Physical tool for Unprotected Loss Of Flow transient simulations in a Sodium Fast Reactor », *Nuclear engineering and Design*, Vol. 106, pp 195-210 (2017).
- [47] S. Aublet, « Calcul SPX-cœur C3A avec le logiciel SAS4A version REF96R0.1 : mise au point d'un jeu de données de référence », Note technique CEA/SERA/LEPS 97/20043 (2005).
- [48] Y. Philipponneau, « Thermal conductivity of (U,Pu)O_{2-x} mixed oxide fuel », *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 188, pp 194-197 (1992).
- [49] A. Bassi, J.M. Seiler, « Synthèse relative à l'ébullition du sodium », Note technique CEA/DEN/CAD/DTN/STRI/LMA/2010/021 (2010).
- [50] M. Lainet, B. Michel, J-C. Dumas, K. Samuelsson et M. Pelletier, « Current status and progression of GERMINAL fuel performance code for SFR oxide fuel pins », *Fast Reactor 2017 (FR17)*, Yekaterinburg, Russie (2017).
- [51] G.L Fiorini, « Traitement de la plasticité de la gaine au cours d'un transitoire rapide de température », Note technique S.I.E.S 76/51 (1981).
- [52] B. Efron et R.J. Tibshirani, « An introduction to the Bootstrap », CRC Press (1994).
- [53] Site internet Intel : https://ark.intel.com/fr/products/80909/Intel-Xeon-Processor-E3-1241-v3-8M-Cache-3_50-GHz
- [54] 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).
- [55] A. N. Hall, « Outline of a new thermodynamic model of energetic fuel-coolant interactions », *Nuclear engineering and Design*, Vol. 109, pp 407-415 (1988).
- [56] P. Van Uffelen, « Modelling of Nuclear Fuel Behaviour », Institute of Transuranium Elements (2006).

- [57] S. Nanty, « Quantification des incertitudes et analyse de sensibilité pour logiciels de calcul à entrées fonctionnelles et dépendantes », Thèse de doctorat, Université Grenoble Alpes (2016).
- [58] A. Bachrata et al, « Unprotected Loss Of Flow simulation on ASTRID CFV V3 reactor core ». *ICAPP 2015*, Nice, France, May 3 - 6 (2014).
- [59] P. Marsault et al, « Modélisation CATHARE des cœurs CFV pour les études de transitoires », Note technique CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LEMS NT DR12 (2016).
- [60] Site internet CAST3M : <http://www-cast3m.cea.fr/>
- [61] X. Manchon et al, « Vaporization and expansion of molten fuel in a SFR: a combined Non-Equilibrium Thermodynamics and Dimensional Analysis Methodology », *ICMF2016*, Florence, Italie, May 22-27 (2016).
- [62] P. Reuss, « Précis de neutronique », Collection EDP Sciences, INSTN (2008).
- [63] S. Marguet, « La physique des réacteurs nucléaires », Collection EDF R&D, Lavoisier (2013).
- [64] J. Papin, L. Buffe, « Accident de fusion d'un cœur de réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium. États des lieux des logiciels et des connaissances acquises par les programmes expérimentaux », Rapport Technique IRSN/DPAM/SEMCA/2008-191 (2008).
- [65] « Le combustible des RNR-Na », Monographie de la DEN, groupe Moniteur (2014).
- [66] « La Neutronique : les logiciels de calcul de la neutronique et le calcul haute performance », Monographie de la DEN, groupe Moniteur (2014).

Développement d'un outil physique orienté conception pour la simulation des excursions de puissance non protégée dans un RNR-Na

Ce travail de thèse se place dans le contexte des études d'accidents graves sur les réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium. 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 les marges de sûreté. Pour cela, des outils physiques sont développés pour être couplés à des techniques avancées de statistique permettant de répondre rapidement et quantitativement aux questions relatives à la conception du réacteur vis-à-vis des conséquences d'un accident grave et de prendre en compte les incertitudes et la variabilité des scénarios accidentels. La mise au point de l'outil physique OCARINa (Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de réactivité dans un RNR-Na) dédié à la phase primaire du transitoire d'insertion de réactivité non protégée UTOP (Unprotected Transient OverPower) a ainsi fait l'objet de cette thèse. Les travaux ont porté sur l'identification des phénomènes physiques prépondérants, leur modélisation (thermique et thermomécanique), et une contribution à la validation expérimentale et numérique. Enfin, une application de l'intérêt de cet outil a été réalisée à partir de deux études BEPU (Best-Estimate Plus Uncertainties). Elle a permis d'identifier les paramètres les plus influents sur la réponse de l'outil, et de quantifier leur impact vis-à-vis des résultats expérimentaux.

Development of a design-oriented tool for unprotected power excursion simulations in a SFR

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 logiciels. 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 primary phase of the Unprotected Transient OverPower accident called OCARINa (Outil de Calcul Analytique Rapide pour les Insertions de réactivité dans un RNR-Na). The accident main phenomena, their modelling (thermal and thermomechanical models) and a contribution to the experimental and numerical validation are described. Finally a demonstration of BEPU studies has been done, resulting in the identification and the impact quantification of the more influent uncertain parameters on experimental results.