



HAL
open science

Optimisation multi-physique et multi-critère des coeurs de RNR-Na : application au concept CFV

Olivier Fabbris

► **To cite this version:**

Olivier Fabbris. Optimisation multi-physique et multi-critère des coeurs de RNR-Na : application au concept CFV. Génie des procédés. Université de Grenoble, 2014. Français. NNT : 2014GRENI055 . tel-01133491

HAL Id: tel-01133491

<https://theses.hal.science/tel-01133491>

Submitted on 19 Mar 2015

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

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

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

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

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Olivier FABBRIS

Thèse dirigée par **Patrick BLAISE** et
codirigée par **Saied DARDOUR**

préparée au sein du **Laboratoire d'Etudes et de Simulation des Systèmes**
dans l'**École Doctorale I-MEP2 Ingénierie - Matériaux, Mécanique, Environnement, Énergétique, Procédés, Production**

Optimisation multi-physique et multicritère des cœurs de RNR-Na : application au concept CFV

Thèse soutenue publiquement le **09 Octobre 2014**,
devant le jury composé de :

Mme Elsa MERLE-LUCOTTE

Professeur à INP Grenoble, Président du jury

Mr Daniel HEUER

Directeur de recherche au CNRS, Membre

Mr Charles-Olivier BACRI

Directeur de recherche au CNRS, Membre

Mr Alberto PASANISI

Chef de projet à EDF/KIT, Rapporteur

Mr Jean-Henry FERRASSE

Maître de conférences à Aix-Marseille Université, Rapporteur

Mr Patrick BLAISE

Directeur de recherche au CEA Cadarache, Directeur de thèse

Mr Saied DARDOUR

Ingénieur-chercheur au CEA Cadarache, Invité

Mr Manuel SAEZ

Chef de laboratoire au CEA Cadarache, Invité



*« L'innovation systématique requiert la volonté de considérer le changement comme
une opportunité. »*
Peter Drucker

*« Aussitôt qu'on nous montre quelque chose d'ancien dans une innovation, nous
sommes apaisés. »*
Friedrich Nietzsche

Résumé

La conception du cœur d'un réacteur nucléaire est fortement multidisciplinaire (neutronique, thermo-hydraulique, thermomécanique du combustible, physique du cycle, etc.). Le problème est aussi de type multi-objectif (plusieurs performances) à grand nombre de dimensions (plusieurs dizaines de paramètres de conception).

Les codes de calculs déterministes utilisés traditionnellement pour la caractérisation des cœurs demandant d'importantes ressources informatiques, l'approche de conception classique rend difficile l'exploration et l'optimisation de nouveaux concepts innovants. Afin de pallier ces difficultés, une nouvelle méthodologie a été développée lors de ces travaux de thèse. Ces travaux sont basés sur la mise en œuvre et la validation de schémas de calculs neutronique et thermo-hydraulique pour disposer d'un outil de caractérisation d'un cœur de réacteur à neutrons rapides à caloporteur sodium tant du point de vue des performances neutroniques que de son comportement en transitoires accidentels.

La méthodologie mise en œuvre s'appuie sur la construction de modèles de substitution (ou métamodèles) aptes à remplacer la chaîne de calcul neutronique et thermo-hydraulique. Des méthodes mathématiques avancées pour la planification d'expériences, la construction et la validation des métamodèles permettent de remplacer cette chaîne de calcul par des modèles de régression au pouvoir de prédiction élevé.

La méthode est appliquée à un concept innovant de cœur à Faible coefficient de Vidange sur un très large domaine d'étude, et à son comportement lors de transitoires thermo-hydrauliques non protégés pouvant amener à des situations incidentelles, voire accidentelles. Des analyses globales de sensibilité permettent d'identifier les paramètres de conception influents sur la conception du cœur et son comportement en transitoire. Des optimisations multicritères conduisent à des nouvelles configurations dont les performances sont parfois significativement améliorées. La validation des résultats produits au cours de ces travaux de thèse démontre la pertinence de la méthode au stade de la préconception d'un cœur de réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium.

Mots-clés : Optimisation, multicritère, multi-physique, RNR-Na, CFV, cœur de réacteur, préconception, neutronique, thermo-hydraulique, ASTRID.

Abstract

Nuclear reactor core design is a highly multidisciplinary task where neutronics, thermal-hydraulics, fuel thermo-mechanics and fuel cycle are involved. The problem is moreover multi-objective (several performances) and highly dimensional (several tens of design parameters).

As the reference deterministic calculation codes for core characterization require important computing resources, the classical design method is not well suited to investigate and optimize new innovative core concepts. To cope with these difficulties, a new methodology has been developed in this thesis. Our work is based on the development and validation of simplified neutronics and thermal-hydraulics calculation schemes allowing the full characterization of Sodium-cooled Fast Reactor core regarding both neutronics performances and behavior during thermal hydraulic dimensioning transients.

The developed methodology uses surrogate models (or metamodels) able to replace the neutronics and thermal-hydraulics calculation chain. Advanced mathematical methods for the design of experiment, building and validation of metamodels allows substituting this calculation chain by regression models with high prediction capabilities.

The methodology is applied on a very large design space to a challenging core called CFV (French acronym for low void effect core) with a large gain on the sodium void effect. Global sensitivity analysis leads to identify the significant design parameters on the core design and its behavior during unprotected transient which can lead to severe accidents. Multi-objective optimizations lead to alternative core configurations with significantly improved performances. Validation results demonstrate the relevance of the methodology at the predesign stage of a Sodium-cooled Fast Reactor core.

Key words: Optimization, multi-objective, multi-disciplinary, SFR, CFV, reactor core, predesign, neutronics, thermal-hydraulics, ASTRID.

Remerciements

Cette thèse a été réalisée au CEA de Cadarache, au sein du Laboratoire d'Etudes et de Simulation des Systèmes (LE2S) dans le Service d'Etudes des Systèmes Innovants (SESI).

Mes premiers remerciements vont à toutes les personnes qui m'ont encadré lors de ces trois années.

Je remercie tout d'abord Saïed Dardour, pour sa disponibilité permanente, sa gentillesse, son expertise dans les démarches d'optimisation, ses réponses, corrections et relectures toujours pertinentes.

Je dois également énormément à mon directeur Patrick Blaise, qui a su tout au long de ces travaux, me guider, me prodiguer de nombreux conseils, me « re-booste » pendant mes coups de mou, relire mes publications, et m'interdire d'écrire « expériences numériques ».

Enfin, alors que la plupart des thésards se contentent de remercier leur unique hiérarchie, j'aurais moi la chance de le faire deux fois. Je tiens à montrer toute ma reconnaissance à mes premiers chefs Jean-Claude Garnier et David Plancq qui ont cru initialement en ces travaux et m'ont permis de démarrer cette thèse. David, je me souviendrai longtemps de tes conseils tant sur le plan humain que professionnel. J'ai ensuite eu la chance d'être encadré par Jean-Michel Ruggieri et Manuel Saez, je tiens particulièrement à remercier Manuel pour m'avoir accompagné jusqu'au bout, m'avoir transmis son sens de la rigueur et avoir relu ma thèse jusqu'à la dernière ligne (ou presque).

Je remercie de façon générale tous les membres de la fine équipe du SESI qui sont malheureusement trop nombreux pour que je puisse tous les citer ici. Travailler sur les réacteurs à Sodium dans un tel service a été une opportunité exceptionnelle. Quelle qu'aient été mes questions, il y a toujours eu un expert prêt à y répondre. Je remercie notamment :

- Philippe Marsault, Nicolas Alpy et Romain Lavastre pour leur expertise CATHARE (Romain également pour avoir en plus toujours été d'accord pour m'humilier au squash) ;
- Alain Conty a.k.a « Monsieur MC2 » expert ès « mise en zone de débit » ;
- Florian Davin le stagiaire que j'ai eu la chance d'encadrer et dont la qualité du travail a été d'une grande aide dans ma thèse ;
- Amandine Marrel à la fois pour son expertise en mathématiques appliquées, ses talents de cuisinière, son rire si communicatif et son Maury ;
- Nathalie Marie, Nadia Pérot, et Frédéric Bertrand du LSMR avec qui j'ai pu échanger tant professionnellement que personnellement ;
- Giles Avakian pour son expertise en cuisson solaire (j'attends toujours mon exemplaire dédicacé de ton livre) et son enthousiasme inébranlable ;
- Pierre Allègre, pour ses innombrables bons conseils et son soutien sans faille.

En dehors du SESI j'ai également été épaulé par les équipes du DM2S et du SPRC ; à elles j'adresse ma chaleureuse gratitude. Tout d'abord à toute l'équipe URANIE, pour m'avoir fourni mon principal outil de travail et pour avoir toujours été disponibles quand j'en avais besoin. Sachez que quel que soit l'endroit où ma carrière continuera, j'y ferai la promotion d'URANIE. Ensuite au SPRC en général, et plus particulièrement aux équipes du LEDC (merci Cyrille Bouret pour la formation ERANOS !) ; du LECy (merci Guillaume Krivtchik compagnon métamodèle); et du LEPH (merci à David Bernard mon premier "mentor" CEA).

Une thèse c'est une expérience professionnelle, mais c'est aussi (surtout?) une expérience humaine unique. C'est pourquoi je tiens à remercier toutes les personnes que j'ai pu croisé au cours de ces trois années. Dans le désordre je tiens à remercier :

- Simon Ravaux, pour nos soirée Wii et ton immense talents à DDR ;
- Toute la bande de thésard du LEPh : Simon, David, Nico, Ansar, Adrien, pour m'avoir accueilli, pour les parties de foot et de D&D ;
- Lucille pour m'avoir toujours dépanné des clopes (en ralant mais bon), et pour avoir toujours répondu présente lors de nos discussions sur le nombre de points que coutent un dessert à la cantine.
- Jorque pour nos discussion "philosophiques" (comprendre des commentaires sur 9gag) .
- Toute l'équipe de "jeun's" du SESI : Jibé, Romain, Manon et les autres pour tous les moments de détente qu'on a pu avoir.
- Jean-Jacques, autoproclamé "mon père spirituel" , pour son enthousiasme et ses travaux de thèse ayant précédés les miens, je ne compte plus le nombre de fois où j'ai trouvé réponse à mes questions dans ton manuscrit.
- Laure, pour nos discussions philosophiques (des vraies cette fois) à 4h du mat' le samedi, devant des clips de John Mamann. Je peux te le dire maintenant mais tu avais raison sur le féminisme (mais pas sur Madonna).
- Vincent (mon fwève) et Yann (doudou) les inénarrables, les ineffables, qui sont là depuis le début (soit à peu prêt 25ans), pour nos parties de contrée et un réveillon qui restera dans les mémoires !
- Mes collocs Flo et Mouchmouch (Myriam) pour m'avoir supporté tout ce temps, m'avoir taxé l'équivalent de un million de dollar en cigarettes, et m'avoir nourri (parfois à votre insu).

Last but not least, I really wanna to say an enormous "THANK YOU" to all the "high score group". Our trips, our daily gossips, our parties, and all the rest will remain as ones of the most wonderful memories in my life. More specifically :

- David for our long talks about AI, animal condition, for your banana based dessert (the one that take like a million years to be bloody cooked) and all the wonderful times spent in aix and elsewhere; btw you must know that I can't listen "behind blue eyes" without thinking about you now.
- Aakanksha for more than I could write here, for your total lack of source of fire, for our trips in the bus to canteen 1, for our "complains sessions" , for our mutual support, for our "which bus?" and for all the rest.
- Claudia and Unkyu : again there is too much to be written here but here are the highlights : "meilleur patissier", burger kings, my "tonton" status, and I'll sum-up all the rest with a song title "with a little help from friends".
- Adi : for your very unique "Adi's zone" and your boundless kindness, and also for your strange "walks" in the street of Amsterdam ;
- Ronak : for your never altered enthusiasm, and for your qualities as a bollywood dance teacher !
- Jagruti : for your ability to bring back Adi from his "Adi's zone", for your always delicious meals and for your qualities as a host.
- Felix : for your unique ability to cheer me up in few seconds, and for all the "soirées" than never happened thanks to you ! Btw the carnival party in Koln with you was one of the most awesome party I ever had.

Ovviamente voglio anche dire alla mia nocciola che la tua presenza è stata la cosa la più straordinaria dell'anno scorso. Hai sempre creduto in me, e per questo e tutte le altre cose che ti rendono così speciale per me, ti ringrazio.

Enfin je finirai par remercier toute ma famille pour m'avoir supporté (dans tous les sens du terme) toutes ces années. C'est bien peu dire que je n'en serai jamais arrivé là sans votre

soutien sans faille et votre présence toujours à mes cotés. C'est pourquoi je tiens à tous vous embrasser ici. Enfin je tiens à finir par une pensée spéciale pour grand mère Lisbeth, à qui je dédicace cette thèse, et qui a joué un rôle excessivement important dans celui que je suis devenu.

Table des matières

RÉSUMÉ.....	4
ABSTRACT.....	4
REMERCIEMENTS.....	5
LISTE DES FIGURES.....	10
LISTE DES TABLES	12
LISTE DES ABRÉVIATIONS	14
I. INTRODUCTION – ÉTAT DE L’ART	16
I.1 INTRODUCTION.....	18
I.2 ÉTAT DE L’ART.....	21
I.3 CONCLUSIONS.....	46
II. MÉTHODOLOGIE D’OPTIMISATION DES CŒURS RNR-NA	48
II.1 INTRODUCTION.....	50
II.2 PARAMÉTRISATION – DÉFINITION DU DOMAINE D’ÉTUDE.....	51
II.3 DÉFINITION D’UN SCHÉMA DE CALCUL NEUTRONIQUE SIMPLIFIÉ	51
II.4 PLANIFICATION D’EXPÉRIENCES	52
II.5 CALCULS NEUTRONIQUES.....	54
II.6 CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES.....	54
II.7 VALIDATION DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES	56
II.8 AMÉLIORATION ITÉRATIVE DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES.....	58
II.9 ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉS DES MODÈLES NEUTRONIQUES	61
II.10 DÉFINITION D’UN SCHÉMA DE CALCUL THERMO-HYDRAULIQUE	61
II.11 CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES POUR LE CHAÎNAGE NEUTRONIQUE / THERMO-HYDRAULIQUE	62
II.12 LANCEMENT DES CALCULS THERMO-HYDRAULIQUES	62
II.13 CONSTRUCTIONS ET VALIDATION DES MÉTAMODÈLES DE THERMO-HYDRAULIQUE ET ANALYSES DE SENSIBILITÉ.....	62
II.14 OPTIMISATION MULTICRITÈRE ET MULTI-PHYSIQUE	63
II.15 CODES UTILISÉS	63
II.16 CONCLUSIONS	66
III. MODÈLE NEUTRONIQUE	68
III.1 INTRODUCTION.....	71
III.2 ÉLÉMENTS DE PHYSIQUE DES CŒURS DE RÉACTEURS À NEUTRONS RAPIDES.....	71
III.3 OBJET DE L’ÉTUDE	81
III.4 CONCEPTION D’UN CŒUR CFV	84
III.5 SCHÉMA DE CALCUL	91
III.6 CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES	100
III.7 AIDE À LA PRÉCONCEPTION	105
III.8 CONCLUSIONS	122
IV. MODÈLE THERMO-HYDRAULIQUE.....	124
IV.1 INTRODUCTION.....	127
IV.2 MISE EN PLACE DES MÉTAMODÈLES THERMO-HYDRAULIQUES	135
IV.3 MISE EN PLACE D’UNE CHAÎNE DE CALCUL SIMPLIFIÉE	140
IV.4 CHAÎNAGE ERANOS-CATHARE UTILISANT DES MÉTAMODÈLES	147
IV.5 CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES CHAÎNÉS NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUES	150
IV.6 APPLICATION À L’ANALYSE GLOBALE DE SENSIBILITÉ ET À L’APPRÉCIATION DE CONFIGURATIONS	154
IV.7 CONCLUSIONS	167
V. OPTIMISATIONS MULTI-PHYSIQUES ET MULTICRITÈRES	170
V.1 INTRODUCTION.....	172

V.2	APPLICATION AUX CŒURS TYPE CFV-V1	174
V.3	APPLICATION SUR LE DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET	185
V.4	CONCLUSIONS	194
VI.	CONCLUSIONS, PERSPECTIVES.....	196
VI.1	CONCLUSIONS GÉNÉRALES	196
VI.2	PERSPECTIVES	198
VII.	BIBLIOGRAPHIE.....	200
VIII.	ANNEXES.....	212
VIII.1	MÉTAMODÈLES	212
VIII.2	MÉTHODES DE VALIDATION DES MÉTAMODÈLES	217
VIII.3	PERTES DE CHARGES SINGULIÈRES EN PIED D'ASSEMBLAGE.....	223
VIII.4	PRINCIPE DE L'OPTIMISATION PAR ALGORITHME ÉVOLUTIONNAIRE.....	227
VIII.5	SOUTENANCE	229

Liste des figures

FIGURE I-1 : SCHÉMA DE PRINCIPE DE L'APPROCHE CLASSIQUE	21
FIGURE I-2 : GÉOMÉTRIE SIMPLIFIÉE DE L'ÉLÉMENT COMBUSTIBLE.....	28
FIGURE I-3: PLAN OAT EN 3 DIMENSIONS	30
FIGURE I-4 : PLAN FACTORIEL À 3 NIVEAUX EN 3D (G) ET SA PROJECTION EN 2D (D).....	30
FIGURE I-5 : EXEMPLE D'HYPERCUBE LATIN 2D (G) REPRÉSENTATION TABLEAU, (D) REPRÉSENTATION GRAPHIQUE	32
FIGURE I-6 : PRINCIPE DE LA MÉTHODE DE TAGUCHI.....	34
FIGURE I-7 : ILLUSTRATION DE LA PREMIÈRE ÉTAPE D'UNE MÉTHODE RSM 2D, (G) PLAN D'EXPÉRIENCES FACTORIEL, (D) MODÈLE LINÉAIRE RÉSULTANT	36
FIGURE I-8 : ILLUSTRATION DE LA SECONDE ÉTAPE D'UNE MÉTHODE RSM 2D : (G) PLAN D'EXPÉRIENCES CCD, (D) MODÈLE QUADRATIQUE RÉSULTANT.....	37
FIGURE I-9 : FRONT DE PARETO, INVENTAIRE PLUTONIUM VS. CONSTANTE DOPPLER.....	43
FIGURE II-1 – VUE GÉNÉRALE DE LA MÉTHODOLOGIE	50
FIGURE II-2 – PLAN LHD INITIAL (G) ET W^2 OPTIMISÉ (D)	53
FIGURE II-3 – ÉVOLUTION DU CRITÈRE W^2 (NORMALISÉ) LORS DE L'ALGORITHME DE RECUIR SIMULÉ (UNITÉ ARBITRAIRE)	54
FIGURE II-4 – STRUCTURE DES RÉSEAUX DE NEURONES	56
FIGURE II-5 – BASE D'APPRENTISSAGE (ROUGE) ET BASE DE VALIDATION OPTIMISÉE (BLEU)	57
FIGURE II-6 – REPRÉSENTATION 3 DIMENSIONS DE LA FONCTION COSINE2	59
FIGURE II-7 – AMÉLIORATION ITÉRATIVE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION COSINE2 (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS.....	59
FIGURE II-8 – AMÉLIORATION SÉQUENTIELLE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION GSObol-5D (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS	60
FIGURE II-9 – AMÉLIORATION ITÉRATIVE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION COSINE2 AVEC 10 VARIABLES NON INFLUENTES (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS	61
FIGURE II-10 - ARCHITECTURE D'URANIE	65
FIGURE III-1 : REPRÉSENTATION SCHÉMATISÉE DE LA DILATATION DIFFÉRENTIELLE	80
FIGURE III-2 – COUPE AXIALE D'UN CŒUR CFV	82
FIGURE III-3 – COUPE RADIALE D'UN CŒUR CFV-V1	82
FIGURE III-4 – COUPE RADIALE D'UNE AIGUILLE COMBUSTIBLE	85
FIGURE III-5 – RÉSEAU HEXAGONAL D'AIGUILLES EXEMPLE À $NC_{AIG}=3$	85
FIGURE III-6 – REPRÉSENTATION D'UN RÉSEAU D'ASSEMBLAGES.....	86
FIGURE III-7 – COURBE D'EFFICACITÉ DES BARRES ABSORBANTES (BLEU) COURBE RÉFÉRENCE CFV-V1 (ROUGE) COURBE CALCULÉE EN DIFFUSION RECALÉE	94
FIGURE III-8 – ECARTS ABSOLUS (À GAUCHE) ET RELATIFS (À DROITE) PAR ASSEMBLAGE.....	97
FIGURE III-9 – ÉVOLUTION DE L'INVENTAIRE PLUTONIUM EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	105
FIGURE III-10 – ÉVOLUTION DE LA PRODUCTION D'ACTINIDES MINEURS EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	106
FIGURE III-11 – ÉVOLUTION DE LA PERTE DE RÉACTIVITÉ PAR CYCLE EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	107
FIGURE III-12 – ÉVOLUTION DE LA PUISSANCE LINÉIQUE MAXIMALE EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	108
FIGURE III-13 – ÉVOLUTION DE L'ENDOMMAGEMENT MAXIMUM DE LA GAINÉ EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	109
FIGURE III-14 – ÉVOLUTION DU GAIN DE RÉGÉNÉRATION EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	110
FIGURE III-15 – ÉVOLUTION DE LA CONTRE-RÉACTION SODIUM EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	111
FIGURE III-16 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE NC_{AIG} ET R_{EXT}	112
FIGURE III-17 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE R_{FISINF} ET R_{FISSUP}	114
FIGURE III-18 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE D_{FIL} ET T_{CYCLE}	115
FIGURE III-19 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTIONS DES RAYONS INTERNES DES PASTILLES	116
FIGURE III-20 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DU TAUX D'ACTINIDES MINEURS DANS LES ZONES FISSILES ET FERTILES	118
FIGURE III-21 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE H_{FISINF} ET H_{PFI}	120
FIGURE IV-1 – DÉTAIL DES ÉTAPES DE LA MÉTHODOLOGIE DÉCRITES DANS CE CHAPITRE (ROUGE).....	127
FIGURE IV-2 – DÉCOUPAGE RÉFÉRENCE (2011) DU CŒUR CFV-V1 EN 7 DÉRIVATIONS.....	128

FIGURE IV-3 – REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DE LA MODÉLISATION DU CŒUR DANS CATHARE	128
FIGURE IV-4 – SCHÉMATISATION CATHARE DU CIRCUIT PRIMAIRE ASTRID	130
FIGURE IV-5 – COURBES DE DÉCROISSANCE DE DÉBIT (NORMALISÉ) DES CIRCUITS PRIMAIRE (G) ET SECONDAIRE (D) .	131
FIGURE IV-6 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOF/PP (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D).....	132
FIGURE IV-7 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOHS (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D).....	133
FIGURE IV-8 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOF/MdTG (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D)	133
FIGURE IV-9 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MDTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	139
FIGURE IV-10 – ÉVOLUTION DU TEMPS D’ATTEINTE DU PIC DE TEMPÉRATURE EN ULOF/MDTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	139
FIGURE IV-11 – SIMPLIFICATIONS DES PROFILS DE PUISSANCE : PROFIL DE PUISSANCE PLAT (G) ET PROFIL EN ESCALIER (D).....	141
FIGURE IV-12 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DU SODIUM EN SORTIE DE LA DÉRIVATION CHAUDE.....	141
FIGURE IV-13 – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE DE LA DÉRIVATION 4 SANS (BLEU) ET AVEC (ROUGE) LES SIMPLIFICATIONS DES CONTRE-RÉACTIONS	143
FIGURE IV-14 – ZONES DE DÉBITS ASSOCIÉES À LA CONFIGURATION RÉFÉRENCE (G) ET CALCULÉES (D)	145
FIGURE IV-15 – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE D’ASSEMBLAGE. BLEU : CAS RÉFÉRENCE. ROUGE : CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ (G) ET ÉCART ASSOCIÉ (D).....	146
FIGURE IV-16 – ÉVOLUTION TEMPORELLE (G) DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE D’ASSEMBLAGE RÉFÉRENCE (ROUGE) ET AVEC CHAÎNAGE AVEC MÉTAMODÈLES (BLEU), ET ÉCART ASSOCIÉ (D).....	149
FIGURE IV-17 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MDTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	154
FIGURE IV-18 – CORRÉLATION ENTRE CONSTANTE DOPPLER ET TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MDTG.....	155
FIGURE IV-19 - CORRÉLATION ENTRE PERTE DE CHARGE CŒUR ET TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MDTG.....	155
FIGURE IV-20 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/PP EN FONCTIONS DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	156
FIGURE IV-21 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOHS EN FONCTIONS DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	157
FIGURE IV-22 – VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES ULOX EN FONCTION DE NC_{AIG} ET D_{FIL}	162
FIGURE IV-23 – VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES ULOX EN FONCTION DE H_{FISINF} ET H_{FISSUP}	163
FIGURE IV-24 – VARIATIONS DE LA PERTE DE RÉACTIVITÉ (G) ET DU GAIN DE RÉGÉNÉRATION (D) EN FONCTION DE H_{PFI} ET T_{AM}	164
FIGURE IV-25 - VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES EN FONCTION DE H_{PFI} ET T_{AM}	164
FIGURE V-1 – DISTRIBUTIONS DE CERTAINS PARAMÈTRES DE CONCEPTION DANS LE FRONT DE PARETO.....	175
FIGURE V-2 – CARTE DES PERFORMANCES DU CFV-V1	177
FIGURE V-3 – PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO (G) ET COEFFICIENTS DE SPEARMAN ASSOCIÉS (D)	177
FIGURE V-4 – PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION POSITIVE	178
FIGURE V-5 – PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION NÉGATIVE	179
FIGURE V-6 – PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION NULLE	180
FIGURE V-7 - DISTRIBUTIONS DE CERTAINS PARAMÈTRES SUPPLÉMENTAIRES DE CONCEPTION DANS LE FRONT DE PARETO	186
FIGURE V-8 – PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO (G) ET COEFFICIENTS DE SPEARMAN ASSOCIÉS (D) SUR LE DOMAINE D’ÉTUDE COMPLET.....	187
FIGURE V-9 – CONFIGURATIONS AUX PERFORMANCES AMÉLIORÉES PAR RAPPORT AU CFV-V1.....	188
FIGURE VI-1 – SCHÉMA DE PRINCIPE POUR LA PRISE EN COMPTE DU COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES AIGUILLES COMBUSTIBLES	198
FIGURE VIII-1 - EXEMPLE DE FONCTIONS D’ACTIVATION SIGMOÏDES	213
FIGURE VIII-2 - SCHÉMA DE PRINCIPE D’UN NEURONE	213
FIGURE VIII-3 - ARCHITECTURE D’UN RÉSEAU DE NEURONE	214
FIGURE VIII-4 - EXEMPLE DE KRIGEAGE 1D	216
FIGURE VIII-5 – VALIDATION VISUELLE D’UN MÉTAMODÈLE.....	217

FIGURE VIII-6 - EXEMPLE DE SUR-APPRENTISSAGE D'UN MÉTAMODÈLE	219
FIGURE VIII-7 - EVOLUTION ET CONVERGENCE DU POUVOIR DE PRÉDICTION Q^2 EN FONCTION DU NOMBRE DE POINT DE VALIDATION	220
FIGURE VIII-8 - PRINCIPE D'UN ALGORITHME ÉVOLUTIONNAIRE.....	228

Liste des tables

TABLE I-1 - CARACTÉRISTIQUES DES PRINCIPALES SUITES QMC [60]	33
TABLE II-1 – PERFORMANCES NEUTRONIQUES D'UN CŒUR RNR-NA	55
TABLE III-1 – PARAMÈTRES RADIAUX DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLES	84
TABLE III-2 – PARAMÈTRES AXIAUX DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLES	87
TABLE III-3 – PARAMÈTRES DE COMPOSITION DU COMBUSTIBLE D'UN CŒUR CFV	89
TABLE III-4 – VECTEUR ISOTOPIQUE DE L' UO_2	90
TABLE III-5 – VECTEUR ISOTOPIQUE DU PUO_2	90
TABLE III-6 – VECTEUR ISOTOPIQUE DE L' AMO_2	90
TABLE III-7 – CARACTÉRISTIQUES DES TROIS CONFIGURATIONS BENCHMARKS	95
TABLE III-8 – VALIDATION DES RÉSULTATS POUR LA CONFIGURATION CFV-v1.....	96
TABLE III-9 – VALIDATIONS DES CONTRE-RÉACTIONS EN FIN DE CYCLE À L'ÉQUILIBRE	96
TABLE III-10 – DIFFÉRENCES ENTRE CONFIGURATIONS RÉFÉRENCE ET GÉNÉRÉES	97
TABLE III-11 – VALIDATIONS DU SCHÉMA DE CALCUL POUR LA CONFIGURATION CFV-v0.....	98
TABLE III-12 – VALIDATION DU SCHÉMA DE CALCUL POUR LA CONFIGURATION CFV-v2	98
TABLE III-13 – ERREUR DU SCHÉMA DE CALCUL SUR LES TROIS BENCHMARKS	99
TABLE III-14 – DÉFINITION DES PERFORMANCES D'UN CŒUR RNR-NA	100
TABLE III-15 – DOMAINE D'ÉTUDE DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES.....	103
TABLE III-16 – RÉSULTATS ET VALIDATIONS DE MÉTAMODÈLES.....	104
TABLE III-17 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR L'INVENTAIRE PLUTONIUM	105
TABLE III-18 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PRODUCTION D'ACTINIDES MINEURS.....	106
TABLE III-19 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PERTE DE RÉACTIVITÉ.....	107
TABLE III-20 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PUISSANCE LINÉIQUE MAXIMALE.....	108
TABLE III-21 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA DOSE MAXIMALE SUR LA GAINÉ	109
TABLE III-22 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LE GAIN DE RÉGÉNÉRATION	110
TABLE III-23 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA CONTRE-RÉACTION SODIUM	111
TABLE III-24 – RÉCAPITULATIF DES ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉ : PARAMÈTRES INFLUENTS LES PERFORMANCES NEUTRONIQUES	112
TABLE III-25 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D'AIGUILLES » (1).....	114
TABLE III-26 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D'AIGUILLES » (2).....	115
TABLE III-27 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D'AIGUILLES » FINALE	116
TABLE III-28 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D'AIGUILLES »	117
TABLE III-29 – CONFIGURATION DITE « DURABLE » (1)	119
TABLE III-30 - CONFIGURATION DITE « DURABLE » (2)	119
TABLE III-31 - CONFIGURATION DITE « DURABLE » (FINALE)	120
TABLE III-32 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « DURABLE ».....	121
TABLE IV-1 – PROPORTION ET DURÉE DE VIE DES PRÉCURSEURS EN RNR-NA	129
TABLE IV-2- DOMAINE D'ÉTUDE PRÉLIMINAIRE	136
TABLE IV-3 – QUALITÉ DES MÉTAMODÈLES EN ULOF/MdTG.....	137
TABLE IV-4 – ANALYSE DE SENSIBILITÉ PRÉLIMINAIRE : PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG.....	138
TABLE IV-5 – ANALYSE DE SENSIBILITÉ PRÉLIMINAIRE : PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LE TEMPS D'ATTEINTE DU PIC DE TEMPÉRATURE EN ULOF/MdTG.....	139
TABLE IV-6 – PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUE.....	140
TABLE IV-7 – ÉCARTS ENTRE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE ATTEINTE PAR LE SODIUM AVEC LES CONTRE-RÉACTIONS MODIFIÉES ET LA RÉFÉRENCE	142
TABLE IV-8 – SIMPLIFICATION DES PROFILS DANS CATHARE	142
TABLE IV-9 – PARAMÈTRES DU CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUE	143
TABLE IV-10 – ERREURS PRODUITES INDIVIDUELLEMENT PAR LES SIMPLIFICATIONS DES PROFILS.....	144
TABLE IV-11 – PUISSANCES PAR ZONES DE DÉBIT CAS DE RÉFÉRENCE ET CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ	145

TABLE IV-12 – INCERTITUDES ASSOCIÉES AU CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ	146
TABLE IV-13 – COEFFICIENTS DE PRÉDICTIVITÉ DES MÉTAMODÈLES DES PROFILS DE PUISSANCE	148
TABLE IV-14 – COEFFICIENTS DE PRÉDICTIVITÉ POUR LES MÉTAMODÈLES DU CHAÎNAGE	148
TABLE IV-15 – MÉTAMODÈLES DES SORTIES THERMO-HYDRAULIQUES	151
TABLE IV-16 – PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE C(x) INCLUS DANS LES MÉTAMODÈLES	152
TABLE IV-17 MÉTAMODÈLES DES SORTIES THERMO-HYDRAULIQUES AVEC PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE	153
TABLE IV-18 –PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG	154
TABLE IV-19 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/PP	156
TABLE IV-20 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOHS.....	157
TABLE IV-21 – PERFORMANCES NEUTRONIQUES ET THERMO-HYDRAULIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES »	158
TABLE IV-22 – PERFORMANCES NEUTRONIQUES ET THERMO-HYDRAULIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « DURABLE »	160
TABLE IV-23 – RÉCAPITULATIF DES ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉ POUR LES TEMPÉRATURES SODIUM EN TRANSITOIRES NON PROTÉGÉS	161
TABLE IV-24 - CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL » (1)	162
TABLE IV-25 - CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL » (2)	163
TABLE IV-26 – CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL »	165
TABLE IV-27 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL »	166
TABLE V-1 – DOMAINE DE VARIATION DES PERFORMANCES	176
TABLE V-2 - CONFIGURATION DITE « DURABLE ».....	181
TABLE V-3 - CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL ».....	183
TABLE V-4 - CONFIGURATION DITE « ÉQUILBRÉE ».....	184
TABLE V-5 – VARIATIONS DES PERFORMANCES SUR LE FRONT DE PARETO CALCULÉ SUR LE DOMAINE D’ÉTUDE COMPLET	187
TABLE V-6 - DOMAINE D’ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « DURABLE »	189
TABLE V-7 –DOMAINE D’ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL ».....	191
TABLE V-8 - DOMAINE D’ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « ÉQUILBRÉE »	192
TABLE V-9 – VALIDATION DES RÉSULTATS SUR UN FRONT DE PARETO RÉDUIT	193
TABLE VIII-1 – COMPARAISON DES COEFFICIENTS CALCULÉS/RÉFÉRENCE DE PERTE DE CHARGES SINGULIÈRES EN PIED D’ASSEMBLAGE	225
TABLE VIII-2 – TEMPÉRATURES DE FONCTIONNEMENT NOMINAL OBTENUES POUR DES GÉOMÉTRIES DE CŒUR DIFFÉRENTES	225

Liste des abréviations

A

AMeff · *Quantité d'Actinides Mineurs effective produite par cycle à l'équilibre*
AMO2 · *Oxyde d'Actinides Mineurs*
ANOVA · *ANalysis Of VAriance*
ARSM · *Advanced Response Surface Methodology*
ASTRID · *Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration*

B

BE · *Best-Estimate*
BU · *Burn-Up*

C

CAI · *Couverture fertile Axiale Inférieure*
CANDU · *CANada Deuterium Uranium*
CATHARE · *Code Avancé de THERmohydraulique pour les Accidents sur les Reacteurs à Eau*
CCD · *Central Composite Design*
CEA · *Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives*
CFV · *Coeur Faible Vidange*
CFV-vX · *version X du CFV*
CRNA · *Contre-Réaction Sodium*

D

DCS-P · *Dispositif Complémentaire de Sûreté – de type Prévention*
DdC · *Début de Cycle à l'équilibre*
DOE · *Département américain de l'Energie*
DPAmax · *Dose maximale sur la gaine en cycle à l'équilibre*
DRHO · *Perte de réactivité par cycle à l'équilibre*

E

EPuR · *'Evacuation de la Puissance Résiduelle*
ERANOS · *European Reactor Analysis Optimized code System*

F

FARM · *FAst Reactor Methodology*
FdC · *Fin de Cycle à l'équilibre*
FISINF · *zone FISille INFérieure*
FISSUP · *zone FISille SUPérieure*

G

Gen-IV · *Génération 4*
GIF · *Generation 4 International Forum*
GR · *Gain de Régénération à l'équilibre*
GTep · *GigaTonnes équivalent pétrole*

H

HTR · *High Temperature Reactor*

I

IPU · *Inventaire PlUtonium*

J

JEFF · *Joint Evaluated Fission and Fusion File*
JEPP · *Jour Equivalent Pleine Puissance*

L

LHD · *Latin Hypercube Design*

M

MAE · *Mean Absolute Error*
MAX · *erreur MAXimale d'un métamodèle calculée sur sa base de validation*
MdTG · *Manque de Tension Généralisé*
METRO · *Mathematical Estimation of Transients for Reactor design Orientation.*
MHTGR · *Modular High Temperature Gas-cooled Reactor*
MSE · *Mean Squared Error*
MultiGen · *Multicriteria Genetic algorithm*
MWth · *MegaWatt thermiques*

N

NC_{aig} · *Nombre de Couronnes d'aiguilles par assemblage*
NMSE · *Normalized Mean Squared Error*

O

OAT · *One At a Time*
OLH · *Orthogonal Latin Hypercube*

P

PFI · *Plaque Fertile Interne*
PHWR · *Pressurized Heavy Water Reactor*
PICASSO · *plateforme métier pluridisciplinaire pour la conception, la simulation et l'étude du comportement des cœurs et combustibles de réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium*
PLINmax · *Puissance linéique maximale en cycle à l'équilibre*
PNL · *Protection Neutronique Latérale*
PNS · *Protection Neutronique Supérieure*
PWR · *Pressurized Water Reator*

Q

qMC · *quasi Monte-Carlo*

R

RAMSES · *Règles d'Analyse Mécaniques des Structures irradiées*
REL · *Réacteur à Eau Légère*
RIB · *Remontée Intempestive de Barre*
RMSE · *Root Mean Squared Error*
RNR-G · *Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au Gaz*
RNR-Na · *Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au sodium (Na)*
RNR-Pb · *Réacteur à Neutrons Rapides refroidi au Plomb*
RSM · *Response Surface Methodology*

S

SDDS · *SHADOC-based Design Development System*
SMSE · *Standardized Mean Squared Error*
SPX · *Superphénix*

T

TH · *Tube Hexagonal*
TRIAD · *Tools for Reactor core optimization Analysis and Design*

U

UD · *Uniform Design*
ULOF / MdTG · *Unprotected Loss Of Flow/Manque de Tension Généralisé*
ULOF/PP · *Unprotected Loss Of Flow (Pompes Primaires)*
ULOHS · *Unprotected Loss Of Heat Sink*
ULOX · *Unprotected Loss Of Flow/Heat Sink*

V

VEI · *Vase d'Expansion Inférieur*
VES · *Vase d'Expansion Supérieur*

I. Introduction – État de l’art

I. INTRODUCTION – ÉTAT DE L’ART	16
I.1 INTRODUCTION.....	18
I.1.1 Contexte.....	18
I.1.2 Objectifs de conception des réacteurs de quatrième génération	19
I.1.3 Objectifs des travaux et structure du document	20
I.2 ÉTAT DE L’ART.....	21
I.2.1 Revue des approches pour la conception de systèmes.....	21
I.2.1.1 Approches classiques	21
I.2.1.2 Approches locales.....	22
I.2.1.3 Approches paramétriques	23
I.2.1.4 Approches intégrées	25
I.2.2 Revues des méthodes pour l’optimisation	27
I.2.2.1 Problématique.....	27
I.2.2.2 Temps de calcul.....	27
I.2.2.3 Techniques de planifications d’expériences.....	29
I.2.2.3.1 Plans d’expériences dits « classiques »	29
I.2.2.3.2 Plans d’expériences dits « modernes »	31
I.2.2.3.2.1 Plans hypercube latins.....	31
I.2.2.3.2.2 Plans quasi-Monte Carlo	33
I.2.2.4 Revue de l’utilisation de la planification d’expériences dans le processus de conception	33
I.2.2.4.1 Méthode de Taguchi	34
I.2.2.4.2 Méthode RSM	35
I.2.2.4.3 Métamodèles	37
I.2.2.4.3.1 Choix du plan d’expériences.....	38
I.2.2.4.3.2 Construction du métamodèle.....	38
I.2.2.4.3.3 Validation du métamodèle.....	39
I.2.2.4.4 Analyses de sensibilité.....	39
I.2.2.4.4.1 Méthodes de criblages.....	40
I.2.2.4.4.2 Mesures d’importances	40
I.2.2.5 Méthodes d’optimisations.....	41
I.2.2.5.1 Principes généraux d’optimisation.....	41
I.2.2.5.1.1 Optimisation monocritère.....	41
I.2.2.5.1.2 Optimisation multicritère.....	42
I.2.2.5.2 Métamodèles en support de l’optimisation.....	44
I.3 CONCLUSIONS.....	46

Figures

FIGURE I-1 : SCHÉMA DE PRINCIPE DE L’APPROCHE CLASSIQUE	21
FIGURE I-2 : GÉOMÉTRIE SIMPLIFIÉE DE L’ÉLÉMENT COMBUSTIBLE.....	28
FIGURE I-3: PLAN OAT EN 3 DIMENSIONS	30
FIGURE I-4 : PLAN FACTORIEL À 3 NIVEAUX EN 3D (G) ET SA PROJECTION EN 2D (D).....	30
FIGURE I-5 : EXEMPLE D’HYPERCUBE LATIN 2D (G) REPRÉSENTATION TABLEAU, (D) REPRÉSENTATION GRAPHIQUE	32
FIGURE I-6 : PRINCIPE DE LA MÉTHODE DE TAGUCHI.....	34
FIGURE I-7 : ILLUSTRATION DE LA PREMIÈRE ÉTAPE D’UNE MÉTHODE RSM 2D, (G) PLAN D’EXPÉRIENCES FACTORIEL, (D) MODÈLE LINÉAIRE RÉSULTANT	36
FIGURE I-8 : ILLUSTRATION DE LA SECONDE ÉTAPE D’UNE MÉTHODE RSM 2D : (G) PLAN D’EXPÉRIENCES CCD, (D) MODÈLE QUADRATIQUE RÉSULTANT.....	37
FIGURE I-9 : FRONT DE PARETO, INVENTAIRE PLUTONIUM VS. CONSTANTE DOPPLER.....	43

Tables

TABLE I-1 - CARACTÉRISTIQUES DES PRINCIPALES SUITES QMC [60]	33
--	----

Résumé

Après une introduction générale et une mise en contexte des travaux, les objectifs de la thèse sont exposés. Les problématiques associées à l’optimisation des cœurs de réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium de quatrième génération sont également présentées.

L’état de l’art est séparé en deux parties distinctes :

- la première partie recense les différentes approches existantes pour la conception de systèmes nucléaires au sens large,
- la seconde partie fait état des méthodes et formalismes permettant la définition d’une méthodologie d’optimisation comblant les manques des approches existantes.

I.1 Introduction

I.1.1 Contexte

La question de l’énergie est stratégiquement critique. Les débats actuels, tant à l’échelle nationale qu’internationale en sont une preuve quotidienne. La consommation énergétique mondiale va en effet, selon tous les scénarios, augmenter considérablement (jusqu’à 20 GigaTonnes équivalent pétrole GTep en 2050), notamment via la croissance démographique (on prévoit 9 milliards d’habitants à la même date) et l’essor des pays émergents.

La réponse actuelle à cette augmentation de la demande se fait via une utilisation de plus en plus importante des combustibles fossiles, à savoir gaz, pétrole, et charbon. Ce comportement à l’échelle mondiale pose deux problèmes majeurs.

- Premièrement, les ressources de ces combustibles sont limitées. Selon les prédictions, la production de pétrole atteindra son pic (le « peak-oil ») au cours de la première partie de ce siècle, et si les autres réserves sont plus abondantes, elles seront de fait rapidement consommées avec le déficit pétrolier. Ces diminutions des réserves et l’augmentation constante de la demande entraînent naturellement une augmentation significative de leur prix.
- Deuxièmement, les ressources fossiles sont génératrices d’émissions importantes de CO_2 (entre autres) dans l’atmosphère. Le consensus scientifique [1] dit que ces émissions sont responsables d’un réchauffement climatique anthropique, dont les conséquences, toujours selon le même rapport, seront massives s’il n’est pas maîtrisé.

La réponse énergétique idéale doit donc faire face à deux contraintes antagonistes : d’une part l’augmentation de la production et d’autre part la diminution des émissions de carbone dans l’atmosphère. Une partie de la réponse à cette contradiction se trouve probablement dans la production d’énergie d’origine nucléaire. C’est en effet une énergie très peu carbonée. Cependant, l’utilisation du combustible (Uranium) telle qu’elle est faite aujourd’hui, dans un parc constitué exclusivement de réacteurs à eau légère (REL), ne permettra pas de construire une filière durable. A production nucléaire constante et sans changement technologique majeur, les prévisions indiquent que les ressources naturelles en Uranium seront épuisées au maximum dans quelques centaines d’années. Les scénarios associant décuplement de la production nucléaire et optimisation de l’utilisation de l’uranium (retraitement de l’uranium appauvri, augmentation du taux de combustion) quant à eux prévoient une ressource disponible pour cent ans. Les réacteurs à neutrons rapides permettent de transmuter l’ensemble de l’uranium 238 en plutonium 239 (fissile) pour servir à la production d’électricité. Par ce biais, il devient possible d’exploiter non plus 0.7% mais *l’ensemble* du minerai d’uranium à des fins électrogènes, et de consommer les stocks importants d’uranium appauvri et de retraitement qui à eux seuls pourraient alimenter, dans le cas français, un niveau de production actuelle d’électricité pendant quelques millénaires. Ces potentialités ont mené la France à maintenir, après l’arrêt du réacteur Superphénix (SPX) en 1997, un programme de recherche sur cette thématique.

A la suite de la loi française du 28 Juin 2006, relative à la politique française pour la gestion des matières et déchets radioactifs produits par l’industrie nucléaire, a été décidée la mise en exploitation d’un prototype de réacteur de Génération IV (cf. I.1.2) dans la décennie 2020. Ce prototype a pour objectif essentiel de démontrer à l’échelle industrielle des avancées en qualifiant des options innovantes dans les domaines de progrès identifiés (notamment la

sûreté et l’opérabilité) et servir de banc d’essai à l’utilisation des techniques d’inspection en service et de réparation avancées.

Le Commissariat à l’Energie Atomique et aux Energies Alternatives (CEA) assure la maîtrise d’ouvrage opérationnelle de ce prototype. Compte tenu de l’expérience française et du savoir-faire industriel acquis lors du design, de la construction et de l’exploitation des réacteurs à neutrons rapides Rapsodie, Phénix et Superphénix, la technologie des réacteurs refroidis au sodium (RNR-Na) a été retenue pour ce projet. C’est ainsi qu’est né le projet ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration).

La conception du prototype ASTRID est guidée par des objectifs d’amélioration et de simplification par rapport aux précédents RNR-Na, dont l’amélioration globale de la sûreté.

L’accident de Fukushima en 2011 a fortement impacté la façon de concevoir l’énergie nucléaire du futur. La sûreté, et plus spécifiquement le comportement naturel d’un réacteur en situations incidentelle et accidentelle, sont devenus des problématiques essentielles lors du design d’un nouveau réacteur. Ces problématiques sont intégrées dès la phase de préconception du projet ASTRID.

I.1.2 Objectifs de conception des réacteurs de quatrième génération

Au-delà du contexte français, le développement des réacteurs du futur suit à l’échelle internationale les directions du Forum de la Génération IV (GIF [2]).

Cette initiative a été démarrée par le Département américain de l’Energie (DOE). Composée d’experts de 13 pays, elle a défini les objectifs à atteindre pour les réacteurs nucléaires du futur - dits de génération quatre. Les motivations initiales concernaient l’utilisation améliorée du combustible uranium (en ressource limitée), la capacité à réduire considérablement les quantités de déchets produites et enfin le développement des applications des réacteurs nucléaires (cogénération, dessalement, production d’hydrogène). Le forum a identifié six grandes familles de réacteurs pouvant potentiellement atteindre ces objectifs. Leurs recommandations ont aussi porté sur les principaux axes de recherche et développement nécessaires à chacun de ces systèmes pour atteindre les objectifs Gen-IV.

Ces motivations ont ensuite été déclinées dans les quatre grands axes suivants.

- **Économie** : réduction des coûts d’investissement, d’exploitation et du cycle du combustible. Le coût de cette énergie nucléaire du futur ne devra pas excéder celui des autres énergies, et présenter un risque financier comparable.
- **Durabilité** : les réacteurs du futur devront produire une énergie durable. L’efficacité d’utilisation du combustible devra permettre son utilisation à l’échelle mondiale, tout en proposant la bonne gestion des déchets et la minimisation de leur quantité.
- **Sûreté** : la sûreté devra être au moins égale à celle des actuels réacteurs nucléaires (type EPR). Les risques de dommages sur le cœur devront être au plus bas et le besoin de plan de mesure d’urgence nucléaire externe éliminé.
- **Résistance physique et à la prolifération** : les systèmes Gen-IV auront une résistance accrue aux agressions externes. De plus, ils ne pourront pas être source de matériel de qualité militaire ou pouvant le devenir.

Ces grands axes constituent les objectifs généraux considérés dans cette thèse pour le design et l’optimisation de concept de cœurs de réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium.

I.1.3 Objectifs des travaux et structure du document

Les travaux de thèse présentés dans ce document constituent une approche méthodologique pour l’intégration dans le processus de conception du comportement d’un cœur lors de certains scénarios incidentels et accidentels. Ces travaux de thèse sont centrés sur deux aspects majeurs de la conception de nouveaux cœurs de réacteurs :

- Tout d’abord démontrer qu’une méthode multi-physique, intégrant le cœur et le circuit primaire du réacteur, peut être utilisée en phase de pré-design pour estimer puis optimiser les performances, et définir des estimateurs de sûreté d’un design de cœur. Cette méthode, basée sur la construction et la validation de métamodèles, est développée autour de codes de calcul dits « de référence » : elle permet l’exploration de nombreuses configurations de cœurs, incluant des options de conception innovantes.
- Ensuite, grâce à la mise en œuvre et l’implémentation d’un chaînage neutronique et thermo-hydraulique de métamodèles validés, de proposer un outil d’analyse multicritère et multi-physique. Cet outil est utilisé pour proposer, détailler et analyser des configurations de cœurs alternatives aux références actuelles.

Le présent mémoire de thèse est organisé en cinq chapitres principaux, dont l’articulation est la suivante :

- Le premier chapitre dresse un état de l’art des méthodes permettant l’optimisation de systèmes complexes.
- L’analyse de ces méthodes a mené à la définition d’une méthodologie complète décrite en détail dans le deuxième chapitre.
- Les chapitres trois et quatre décrivent les travaux effectués sur la neutronique et la thermo-hydraulique des cœurs de réacteurs de RNR-Na de quatrième génération pour la constitution des métamodèles associés, et leur chaînage.
- Le chapitre 5 présente les résultats d’optimisation de ce chaînage et des nouvelles images de cœurs sur des scénarios de transitoires de perte de débit.

I.2 État de l’art

I.2.1 Revue des approches pour la conception de systèmes

La première partie de cet état de l’art porte sur l’optimisation des systèmes nucléaires au sens large (cœur, élément combustible, échangeur de chaleur, etc.). Les approches existantes ont été scindées en quatre grandes familles :

- Les approches classiques : elles se caractérisent par un processus itératif entre les différentes physiques : c’est le processus actuel de conception des cœurs de réacteurs.
- Les approches locales : elles optimisent seulement une sous-partie du système.
- Les approches paramétriques : elles permettent l’étude détaillée des phénomènes physiques impactant la conception d’un cœur de réacteur afin de dégager des tendances et proposer des configurations améliorées.
- Les approches intégrées : elles s’articulent autour de chaînes de calcul complètes et multi-physiques.

I.2.1.1 Approches classiques

Traditionnellement, le design complet d’un cœur de réacteur se fait de manière itérative (Figure I-1 adaptée de [3]). Ce processus commence par un pré-design du cœur basé sur son comportement neutronique. Des contraintes thermo-hydraulique et mécanique sont prises en compte de manière simplifiée pour assurer un design cohérent avec ces autres disciplines. Les critères considérés[4] sont principalement la puissance linéique maximale, et la perte de charge du cœur, qui doivent être maintenues dans une gamme prédéfinie. Ce pré-design est ensuite étudié dans les autres disciplines (thermomécanique du combustible, thermo-hydraulique en régime nominal et accidentel) pour caractériser le cœur. Ces caractéristiques sont ensuite transmises aux neutroniciens qui conçoivent alors une version améliorée, qui sera par la suite étudiée à nouveau par les experts des autres disciplines. Dans le cadre du projet ASTRID, plusieurs versions du cœur ont ainsi été proposées et améliorées depuis la version initiale CFV-v0 jusqu’à l’actuelle version CFV-v3. Les caractérisations du cœur se font avec les codes dits « Best-Estimate ».

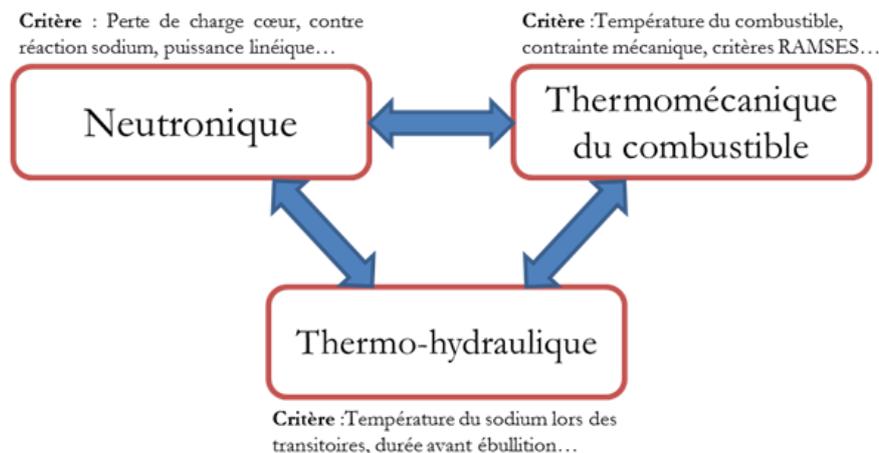


Figure I-1 : Schéma de principe de l’approche classique

Ce processus itératif présente plusieurs avantages :

- Premièrement, toutes les physiques sont abordées lors du processus de conception, ce qui assure *in fine* un design respectant les principaux critères du projet.

- Deuxièmement, il est très adapté au processus de revue de choix d’option. En effet, d’une version à l’autre, les concepteurs peuvent changer certaines options de conception : à titre d’exemple, entre les différentes versions du CFV, les matériaux utilisés pour les réflecteurs et absorbants ont été changés.

Cependant, des inconvénients viennent contrebalancer ce type d’approche :

- Chaque itération est longue et coûteuse par définition. Elle mobilise un grand nombre d’experts dans chaque domaine et les calculs associés à chaque version peuvent être également très demandeurs en ressources informatiques. A titre d’exemple, environ une année sépare chaque version du cœur CFV. Le coût et la complexité des études mènent les concepteurs à ne considérer qu’un nombre restreint de paramètres de conception (en général une dizaine) et à n’en considérer simultanément qu’un nombre encore plus restreint (les interactions entre paramètres ne peuvent pas être toutes évaluées). Ceci mène alors à fixer un grand nombre de ces paramètres de conception à des valeurs « de référence » ou conservatives. Par exemple, pour les concepts de cœur CFV, le parti a été de concevoir un réseau d’aiguilles combustible serré ; le diamètre du fil espaceur a été alors fixé à 1mm et n’a plus été modifié par la suite. Les capacités d’exploration sont de fait limitées. Une plateforme métier pluridisciplinaire pour la conception, la simulation et l’étude du comportement des cœurs et combustibles RNR-Na (PIC4SSO[5] [6]) a été développée au CEA, notamment pour pallier à ces difficultés. Cette initiative devrait permettre à terme de réduire la durée des cycles de développement de nouveaux concepts de cœurs et est donc significative des limitations de l’approche classique de conception par itérations.
- Enfin, ce processus ne produit qu’une seule configuration finale (et quelques configurations intermédiaires non retenues). De plus, rien n’assure l’optimalité stricte de la configuration produite, qui sera le résultat de l’importance relative donnée à chaque objectif.

I.2.1.2 Approches locales

Ces approches s’inscrivent dans la continuité des approches classiques. Il s’agit d’optimisations locales réalisées dans chaque domaine d’expertise. Le reste du système reste inchangé.

Plusieurs études référencées cherchent à optimiser le plan de chargement d’un réacteur, utilisant des algorithmes dédiés à ce type de problème [7]. La référence [8] utilise ainsi des algorithmes évolutionnaires appliqués au rechargement d’un réacteur à eau pressurisée pour maximiser la performance économique du système. Dans la référence [9], la même approche (avec un algorithme heuristique de type recuit simulé) d’optimisation monocritère afin d’identifier de grandes familles de plans de chargement est utilisée. Les références [10] [11][12] font appel à des algorithmes plus récents pour maximiser la disponibilité du réacteur.

Les travaux de thèse de Chambon [13] portent sur la même problématique, à partir d’un design de type CANDU. Des optimisations manuelles, puis avec des algorithmes heuristiques, sont effectuées sur la gestion du combustible, afin d’améliorer le Burn-Up et limiter l’enrichissement en matières fissiles.

Certaines études se concentrent sur l’optimisation d’un paramètre neutronique (le facteur d’aplatissement de la nappe de puissance) déterminée pour divers concepts PWR [14] [15], VVER [16], ou PHWR chargé au thorium [17] [18] [19].

D’autres s’intéressent au dimensionnement du cœur de réacteur et/ou de l’élément combustible le constituant. La performance neutronique est alors toujours condensée en une seule fonction (facteur de forme pénalisé par différentes contraintes) et plusieurs algorithmes cherchent ensuite la géométrie du combustible permettant de l’améliorer [20] [21] [22].

Plusieurs autres travaux s’appliquent à l’optimisation de la sûreté des réacteurs. Il s’agit alors de dimensionner un système de sûreté particulier [23], dans le cadre d’un scénario accidentel bien défini [24].

D’autres tentent d’optimiser les plannings de maintenance afin d’améliorer la disponibilité, la fiabilité et le coût des installations existantes [25] [26][27] [28].

Enfin, on peut aussi citer des études ciblées de dimensionnement portant sur un élément spécifique, comme par exemple le design de la turbine [29] pour augmenter le rendement thermodynamique du Système de Conversion d’Energie, d’un échangeur de chaleur [30], d’un assemblage de poisons consommables[31], ou d’un élément combustible à plaques[32].

Le principal problème non traité lors de ces études est la non-optimisation globale du système. En effet, les optimisations restent dépendantes de l’ensemble du système conçu. Les optimums locaux sont alors trouvés, mais rien n’assure qu’un autre optimum global existe pas. La conception du système dans son ensemble ne bénéficie pas d’une réelle optimisation.

I.2.1.3 Approches paramétriques

Les approches paramétriques pour le dimensionnement d’un cœur, complètent également la démarche de conception classique. On entend par approche paramétrique des études portant spécifiquement sur une ou plusieurs options de conception. Une attention particulière est portée à l’étude des phénomènes physiques impliqués dans ces choix d’options et leur impact non plus sur un seul élément comme dans la section précédente mais sur une grande partie du système.

Les travaux de Buiron et al. [33], qui entrent dans ce type d’approche, estiment les capacités de transmutation d’un cœur de réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium de type CFV. Plusieurs paramètres sont étudiés indépendamment, à savoir les options de dilution homogène d’actinides dans le combustible, ainsi qu’un mode de transmutation hétérogène. Pour cette deuxième option, un assemblage (dit « cible ») spécifique est conçu pour recevoir du combustible fortement enrichi en actinides mineurs. Les effets de ces différentes options, ainsi que du taux d’actinides dilué sur les contre-réactions neutroniques, et la puissance résiduelle sont estimés. Des conclusions préliminaires sur l’impact en terme de sûreté en sont tirées.

Toujours sur la problématique de la transmutation, les travaux de thèse de Bays [34] proposent une étude paramétrique, destinée à optimiser les capacités de transmutation d’un RNR-Na à cœur hétérogène. Les travaux étudient les effets du diamètre des pastilles combustible, de la présence de modérateur dans les assemblages, de la hauteur du cœur, et des taux de dilutions d’actinides. Les effets étudiés de ces modifications concernent

plusieurs domaines : les performances neutroniques sont complétées d’études sur la thermique du combustible et sur le coût du cycle de combustible associé.

L’étude de Brizi [35] est plus spécifique et s’intéresse particulièrement à l’impact d’un seul « macro-paramètre » : le choix d’un cycle Uranium/Plutonium ou d’un cycle Thorium/Uranium. Ses impacts sur la transmutation des déchets, sur les coefficients de contre-réaction neutroniques, la radio-toxicité du combustible usé et sa chaleur résiduelle sont mesurées et comparées.

Les travaux de thèse de Sun [36] portent sur une approche paramétrique pour le pré-design de cœur de RNR-Na. Les paramètres considérés sont le rapport hauteur sur diamètre du cœur (H/D), la présence d’un plénum sodium, la présence d’aiguilles modératrices, et le contenu initial de plutonium. Les études portent alors sur l’impact de ces choix de conception sur le comportement neutronique du cœur, ainsi que sur celui lors d’un transitoire accidentel de type ULOF/PP (Unprotected Loss Of Flow/Pompes Primaires qui correspond à une perte du débit primaire). La performance neutronique est exprimée selon quatre estimateurs, la réactivité nominale, l’effet de vidange, l’importance de la contre-réaction Doppler et le gain de régénération. Deux configurations de cœurs sont alors proposées, suite à l’étude fine de l’influence des paramètres sur ces critères. La simulation du comportement de ces deux cœurs en transitoire ULOF/PP, avec un code de thermo-hydraulique système, est ensuite réalisée. Enfin, suite à ces résultats, un design innovant pour le tube hexagonal est proposé pour améliorer ce comportement. Il s’agit donc d’une approche séquentielle, où le cœur est d’abord amélioré selon les quatre estimateurs neutroniques, puis le comportement thermo-hydraulique en transitoire ULOF/PP.

Les travaux de Pilarski [37] portent sur le potentiel des réacteurs de type RNR pour le développement énergétique durable. Une étude préliminaire présélectionne un nombre restreint de caloporteurs sur la base de critères thermiques, neutronique et chimique. Des études paramétriques simplifiées de neutronique et de sûreté (avec le code MAT4DYN) sont ensuite faites sur ces concepts de réacteurs. Les paramètres principaux sur lesquels l’étude porte sont le rapport H/D (hauteur sur diamètre) du cœur, son volume, et le rayon des pastilles combustibles. Sont ensuite évalués les impacts de ces paramètres sur l’effet de vidange, et sur des estimateurs de sûreté en transitoire. Ces estimateurs (A, B, C) sont construits grâce à un bilan de réactivité statique simplifié. Ils permettent d’estimer rapidement la température moyenne atteinte en fin de différents transitoires. Ces différentes études paramétriques sont compilées en « abaques » qui sont ensuite utilisées pour proposer des designs de cœur pour chacun des deux concepts considérés (RNR-Pb avec combustible nitrure et RNR-Na avec combustible oxyde).

Pour finir sur ces approches paramétriques, nous citerons les travaux de Zaetta [38] et Stauff [39][3].

Les premiers ont constitué l’approche COCONS, dont l’objectif est une meilleure prise en compte de la sûreté dès la phase de conception. L’approche consiste à rechercher les coefficients de contre-réactions neutroniques qui vont favoriser un bon comportement naturel du réacteur en cas d’accident non protégé, et ce pour différents types de combustibles. L’intérêt majeur est de comparer différents concepts sur la base de ces accidents et d’orienter la conception du cœur.

L’approche METRO [3] intègre en plus des critères sur le cœur, une modélisation de la physique du combustible et une modélisation plus fine des accidents non protégés. En effet, le bilan de réactivité, plutôt que d’être basé sur une équation statique (coefficients A, B, C comme dans les travaux de Pilarski [37]), l’est sur une équation quasi-statique, ce qui permet une modélisation temporelle des scénarios accidentels. Des cœurs à la sûreté

améliorée ont été identifiés grâce à cette étude, notamment via l’estimation des avantages et inconvénients (en termes de sûreté) de certains concepts technologiques ; notamment, différents types de combustible (un grand intérêt est porté dans l’étude sur les combustibles de type carbure) et la présence d’un joint sodium séparant le combustible de sa gaine.

Toutes ces études permettent d’évaluer en profondeur l’impact de certains paramètres sur un ensemble de physiques et phénomènes régissant un réacteur et son cycle du combustible. Cependant, plusieurs manques apparaissent. En particulier, une optimisation au sens strict n’est jamais effectuée. En effet, les tendances dégagées par les études paramétriques sont utilisées pour proposer un nombre restreint de designs de cœur de réacteurs. Les performances améliorées de ces designs sont ensuite démontrées. Cependant, cette méthode manuelle n’assure pas que les designs proposés soient les meilleurs possibles, et leur choix reste subjectif. Ces méthodes produisent donc des orientations de conception. De plus, le nombre de paramètres est limité. Le processus d’approche paramétrique reste un processus long. Pour finir, concernant la simulation des transitoires thermo-hydrauliques, aucune de ces méthodes ne se base sur un code de référence. La plupart se basent sur des outils simplifiés (basés sur des modèles non référence). Toutefois, certaines complètent leurs résultats avec des résultats de code validés pour confirmer les configurations proposées.

1.2.1.4 Approches intégrées

La conception de designs de réacteurs innovants a motivé peu à peu le besoin d’outils et méthodes aptes à prendre en compte les différentes physiques d’un réacteur simultanément. Ces approches qualifiées ici d’intégrées ont donné naissance à plusieurs projets.

L’approche FARM (FASt Reactor Methodology [40]), développée au CEA, et précédant les actuels travaux de thèse, a permis de démontrer l’intérêt et la faisabilité des méthodes d’optimisation intégrées. L’étude portait sur les concepts de réacteur nucléaire refroidi à l’hélium (RNR-G) de taille industrielle. Le but premier était de proposer une démarche permettant le design et l’optimisation de cœurs de RNR-G de puissance industrielle (2400 MWth) et isogénérateur. L’approche est basée sur des modèles analytiques représentant le comportement neutronique, thermomécanique et thermo-hydraulique du cœur. Une dizaine de paramètres de conception ont été étudiés ; principalement des paramètres décrivant l’élément combustible (épaisseur de gaine, fraction combustible, etc.) mais également des paramètres de fonctionnement (température de sortie cœur et Burn-up). Ces modèles analytiques servent ensuite de base à un couplage de ces trois physiques et sont ensuite interpolés par des polynômes pour permettre une optimisation multicritère avec l’outil MultiGen [41] (algorithme évolutionnaire). Deux concepts de cœurs différents ont ainsi été optimisés : les cœurs RNR-G à vanadium et SiC. Des performances transverses ont été définies (masse de plutonium en fonctionnement et à retraiter) ainsi que des estimateurs de sûreté simplifiés.

Une autre plateforme, TRIAD (Tools for Reactor core optImization Analysis and Design [42]) dédiée à l’optimisation a pour objectif d’optimiser des cœurs de réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium. La démarche consiste à chaîner différents codes de calculs. A l’heure actuelle la neutronique, la thermomécanique du combustible et la thermo-hydraulique sont incluses dans la chaîne de calcul. La neutronique du cœur est simulée par un modèle simplifié ERANOS [43] (modèle 2D-RZ), la thermomécanique par un modèle GERMINAL [44], et enfin la thermo-hydraulique cœur est simulée par l’outil simplifié TETAR. Une dizaine de paramètres de conception est étudiée. L’espace d’étude est échantillonné intensivement (jusqu’à plusieurs dizaines de milliers de calculs) ; une chaîne

complète de calcul est réalisé pour chacun des points. Les sorties d’intérêt (la masse de Plutonium, le gain de régénération, etc.) sont ensuite compilées dans une base de données. Cette base de données résultante sert ensuite à discriminer les variables influentes (méthodes de screening) ; ces variables sont ensuite utilisées pour construire des métamodèles de type réseaux de neurones. Des algorithmes évolutionnaires sont ensuite appliqués sur les métamodèles construits pour identifier les configurations « extrêmes » (celle dont un seul des objectifs est optimisé) ; et ce afin de dégager des tendances pour la conception. La construction de la chaîne de calcul est « monolithique », c’est-à-dire qu’une partie de la chaîne ne peut être calculée sans l’autre (typiquement, un calcul thermo-hydraulique avec TETAR doit se faire à la suite d’un calcul neutronique ERANOS). Ainsi, une chaîne complète de calcul doit être réalisée pour chaque évaluation d’une configuration. Cette mise en place est coûteuse en termes de ressources informatiques et peut probablement expliquer pourquoi des modèles simplifiés sont alors utilisés.

Les développements de la plateforme TRIAD ont pour but de fournir aux concepteurs un outil multi-physique, et de démontrer la pertinence d’une approche intégrée. Des travaux ont par ailleurs été menés sur cette plateforme sur la prise en compte et la quantification des incertitudes dans une approche intégrée [45] [46].

L’approche SDDS (Shadoc-Based Design Development System), développée par Barjot et al. [47], s’articule également autour d’une chaîne de calcul fixée similaire. La thermo-hydraulique est simulée par le code MAT5DYN (code simplifié). Une dizaine de paramètres est étudiée, et les performances évaluées sont axées sur des estimateurs de sûreté. Notamment un estimateur pour le transitoire RIB (Remontée Intempestive de Barre non protégée) et MdTG (Manque de Tension Généralisé). Un échantillonnage de l’espace d’étude est réalisé, et des métamodèles de type Krigeage sont construits. L’approche diffère de la précédente par l’absence de procédé d’optimisation *stricto sensu*. En effet, les métamodèles servent ensuite seulement à réaliser une couverture importante de l’espace d’étude. Parmi les milliers de configurations obtenues, seules quelques-unes sont sélectionnées sur un seul critère à la fois. A noter également que les contraintes de conception sont intégrées dès le début de l’étude (durant l’échantillonnage du domaine d’étude) et que l’approche perd alors en flexibilité et en capacité d’exploration.

I.2.2 Revues des méthodes pour l’optimisation

I.2.2.1 Problématique

Comme montré précédemment, le design et l’optimisation d’un système tel qu’un réacteur nucléaire de quatrième génération est un processus long, complexe et coûteux. Les difficultés d’un tel problème sont alors multiples.

- La première difficulté est liée au caractère intrinsèquement multi-physique du système. Les approches considérant uniquement un domaine de la physique ne peuvent représenter fidèlement l’ensemble du système.
- La deuxième difficulté est liée au caractère multicritère ; en effet, en suivant les lignes directrices du forum Génération IV, plusieurs objectifs sont à atteindre : sûreté, économie, durabilité, non-prolifération. Comme dans une immense majorité de problèmes d’ingénierie, la solution idéale n’existe pas a priori. Autrement dit, les objectifs seront potentiellement antagonistes ; typiquement, le design maximisant la sûreté ne sera très certainement pas celui maximisant la performance économique. Le design final devra donc être un compromis entre ces différents objectifs.
- La troisième difficulté consiste en l’intégration de la sûreté dans la démarche de conception. En effet, dans nombre des approches précédemment détaillées, la prise en compte de la sûreté se fait par des outils simplifiés. Les outils de référence sont au mieux utilisés seulement en fin de processus pour estimer le comportement du réacteur en transitoires. Ceci constitue un biais majeur, surtout si l’on désire produire des designs à sûreté intrinsèque améliorée.
- Enfin, la dernière difficulté vient du coût (en termes de ressources informatiques) des codes de calculs de référence. L’évaluation précise des performances d’un réacteur fait appel à des physiques complexes et les temps de calculs pour une résolution fine des équations les régissant peut prendre jusqu’à plusieurs jours avec le matériel standard actuel. Ceci est renforcé par l’objectif de mettre en œuvre une méthode, adaptée à une phase de pré-dimensionnement, donc exploratoire et au domaine d’étude large.

I.2.2.2 Temps de calcul

Il existe deux stratégies complémentaires pour réduire le temps global de l’étude de design.

- La première est de réduire le temps de calcul individuel d’une simulation, ce qui revient alors à dégrader la qualité des modèles physiques et la finesse de résolution des solveurs associés.
- La seconde est une diminution du nombre total de calcul nécessaires. Cela implique alors une méthode pour guider le processus via ce nombre restreint de calculs.

La réduction du temps de calcul individuel a pour objectif de trouver un compromis acceptable entre dégradation de la précision des résultats et le gain en ressources informatiques. La nature des simplifications peut être de nature très différente. Entre autres, il peut s’agir d’homogénéisation spatiale, d’hypothèses statiques (la dépendance temporelle est ignorée), d’utilisation de symétrie non-exacte (réduction du nombre de dimensions) ou dérivation des équations maîtresses à un ordre limité. L’application finale peut être de différents types : modèle a priori pour guider les explorations, analyses de sensibilités aux paramètres, perturbations, applications industrielles en temps réel. Des revues complètes des possibilités de simplifications, et des méthodes numériques associées peuvent être trouvées dans les travaux d’Antoulas et de Barthelmy [48][49].

Dans le domaine du nucléaire, plusieurs travaux utilisant cette technique ont été trouvés dans la littérature. Dans la référence [2], un modèle mathématique simplifié est développé à partir des équations de conservation de la masse, de l’énergie et de la quantité de mouvement à une échelle macroscopique (homogénéisation spatiale) afin de simuler le comportement d’un réacteur de type HTR-10. Les effets liés à des perturbations telles que la variation des températures dans le cœur du réacteur sont calculés. A terme, l’objectif est de définir un modèle permettant une interprétation rapide des réponses du système. La référence [3] suit la même démarche mais l’applique à un autre concept de réacteur (MHTGR - Modular High Temperature Gas-cooled Reactor) qui implique un raffinement modéré des modèles précédents (passage d’un modèle neutronique cinétique « point » à un modèle cinétique nodal). Toujours dans le domaine des réacteurs refroidis au gaz, la référence [1] est basée quasi exclusivement sur des modèles simplifiés. Un de ces modèles représentatif de la démarche, dit du « temps de sursis », estime l’inertie thermique du cœur du réacteur synonyme d’un délai de grâce avant la dégradation de celui-ci. Les simplifications sont des conservatismes (hypothèse négligeant les fuites thermiques) permettant de déduire une expression analytique de ce délai de grâce. Comme précisé dans la section I.2.1 de ce chapitre, de nombreuses autres références font également appel à des modèles numériques simplifiés, notamment concernant la simulation de transitoires accidentels.

Il faut noter cependant que cette approche pose le problème de la maîtrise des biais et incertitudes. En effet, il est par nature très difficile de quantifier l’erreur introduite lors de la dégradation d’un modèle physique. La mesure du biais nécessite des programmes expérimentaux complets et/ou des benchmarks qui peuvent s’avérer extrêmement coûteux, et donc annuleraient le but premier de la simplification. Des méthodes rigoureuses utilisant des modèles simplifiés ne peuvent alors se passer d’un processus de validation *a posteriori* pour assurer la qualité des résultats produits.

La deuxième démarche consiste à limiter *le nombre* d’appels aux codes de calculs coûteux. Autrement dit l’espace d’étude (espace constitué de l’ensemble des paramètres de l’étude associés à leur plage de variations) doit être échantillonné de manière réduite afin de guider le processus de conception. L’ensemble des techniques associées à cette démarche sont regroupées sous le terme de technique de « planification d’expériences ». Les grandes familles de techniques de planifications d’expériences seront ainsi présentées dans la suite.

A titre d’exemple, les plans d’expériences présentés dans la suite, seront représentatifs d’une étude menée de l’impact de la géométrie de l’élément combustible sur la contre-réaction neutronique Doppler (cf. chapitre IV). La géométrie de l’élément combustible sera réduite à trois paramètres (cf. Figure I-2) l’épaisseur de la pastille, de la gaine et du fil espaceur.

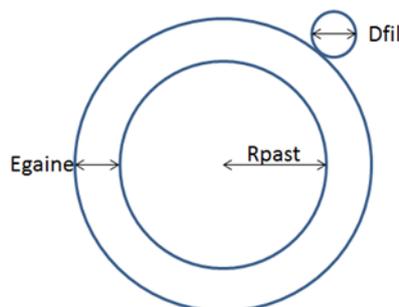


Figure I-2 : Géométrie simplifiée de l’élément combustible

Actuellement les techniques de planification d’expériences sont regroupées en deux catégories, les plans d’expériences dits « classiques » et ceux dits « moderne », que nous allons décrire dans les paragraphes suivants.

Une revue des méthodes permettant de traiter ces difficultés est présentée dans cette section.

I.2.2.3 Techniques de planifications d’expériences

I.2.2.3.1 Plans d’expériences dits « classiques »

Ces techniques d’échantillonnage de l’espace d’étude ont été développées historiquement dans le contexte expérimental. Leur existence a été motivée pour des considérations de limite des coûts des programmes expérimentaux, ce qui est conceptuellement similaire à la problématique de réduction des temps de calcul.

Sans énumérer la totalité des techniques classiques de planification d’expériences, quelques-unes sont présentées dans la suite à titre d’exemple.

Les caractéristiques et qualités générales d’un plan d’expériences dépendent grandement de son application mais peuvent être regroupées sous trois items :

1. Le nombre de points nécessaires à la réalisation complète du plan : cette caractéristique est appelée « budget ».
2. Les capacités d’exploration du plan (globales ou locales).
3. La capacité de résistance aux réductions de dimensions (maintient de la qualité en présence de variables non influentes).

Les plans « OAT » (One At a Time) ou plan en étoile, consistent à ne faire varier qu’un seul paramètre à la fois, à une valeur maximale, puis minimale. Les autres paramètres gardent leur valeur « de référence ». Ainsi un point central est estimé, ainsi que deux points supplémentaires par paramètre, soit $2d+1$ comme montré en Figure I-3. L’intérêt majeur de ce type de planification est le faible nombre de points nécessaire à leur réalisation (augmentation linéaire avec le nombre de paramètres). Cette méthode permet alors d’estimer rapidement les tendances linéaires de variation de chacun des paramètres, et donc à terme de classer les paramètres par ordre d’influence linéaire. Les points, hormis le central sont tous en bord de domaine de d’étude ; le but est d’estimer la tendance générale sans considération locales, ce qui est justifié en cas d’incertitudes expérimentales importantes. Enfin, comme seules les dépendances linéaires sont estimées, les termes d’interactions entre paramètres ne peuvent être quantifiés et sont par hypothèse négligés.

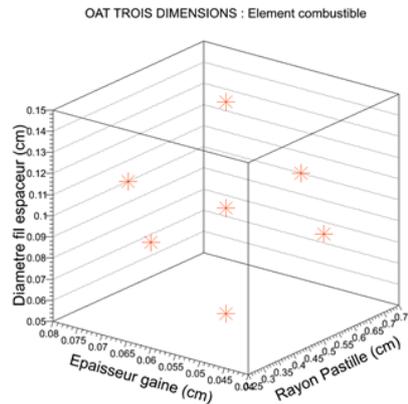


Figure I-3: Plan OAT en 3 dimensions

Les plans factoriels complets, correspondent quant à eux à un pavage régulier du domaine d’étude. Ils sont définis par leur nombre de niveaux n . Chaque dimension du plan d’expériences sera échantillonnée en n endroits prédéfinis. Pour d paramètres, le plan est donc constitué au total de n^d points (Figure I-4), et le nombre de points augmente alors de manière exponentielle avec le nombre de paramètres considérés. Concrètement, cela limite l’utilisation de ces plans d’expériences à un nombre de niveau très bas, typiquement 2 ou 3. Au-delà de cet inconvénient, une autre limitation apparaît ; en effet, pour un plan à n niveaux chaque paramètre n’est échantillonné qu’en n valeurs différentes ; ce qui en présence d’une variable non influente, dégrade la qualité du plan (cf. Figure I-4). Dans notre exemple, si la dimension du fil espaceur n’a aucune influence sur la sortie étudiée (constante Doppler) alors, malgré 27 points de calculs (3^3), seules 9 estimations seront pertinentes (3^2) comme montré en Figure I-4 (d).

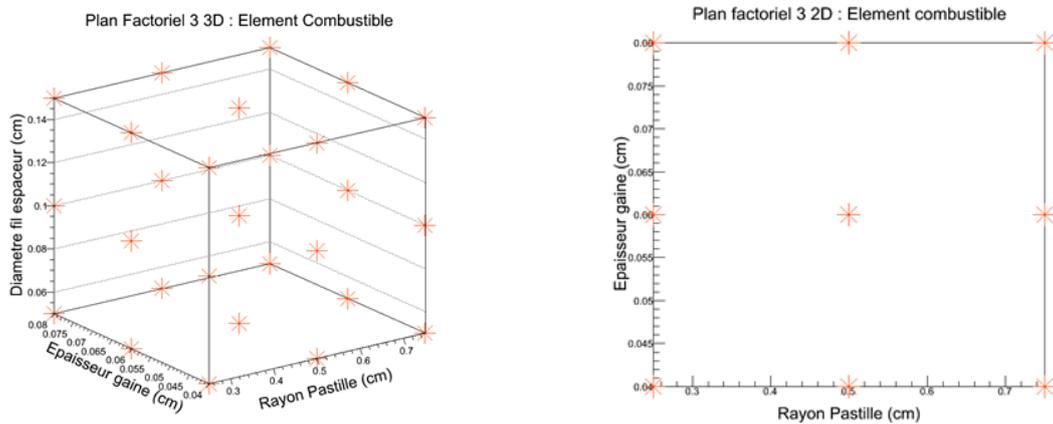


Figure I-4 : Plan factoriel à 3 niveaux en 3D (g) et sa projection en 2D (d)

Malgré ces inconvénients, les plans factoriels, permettent de calculer les termes d’interactions entre variables ; l’ordre des interactions atteignable est ainsi égal au nombre de niveaux du plan.

Pour compenser les désavantages de ces deux types de plans d’expériences et cumuler leurs qualités, de nombreuses approches mixtes ont été développées. La description précise de tous ces types de planification d’expériences amènerait la discussion au-delà du cadre de cette étude. Nous nous contenterons de citer les plans « Central Composite Design » (CCD), Box-Behnken [50] et D-Optimal design [51].

Comme expliqué précédemment, le développement de ces techniques s’est fait dans un contexte expérimental. Le nombre de paramètres considérés est alors nettement plus réduit que dans un contexte numérique, et l’influence des paramètres est en général connue de manière qualitative. De plus, une importante caractéristique de ces plans est leur capacité à réduire les incertitudes inhérentes au contexte expérimental. Ils apparaissent alors comme peu adaptés à des études exploratoires, basées sur des codes déterministes. Cette conclusion nous a amené à explorer les techniques de planification d’expériences dites « modernes », décrite dans la sous-section suivante.

1.2.2.3.2 Plans d’expériences dits « modernes »

Les techniques « modernes » ont été développées pour faire face à la demande en ressources informatiques croissante des codes de calculs actuels. Si la problématique de réduction de coût d’une étude est la même, les contraintes et objectifs sont en général différents. Tout d’abord, la notion d’incertitude expérimentale est inexistante. Cela implique typiquement que la répétition d’un point dans le plan d’expériences est alors inutile, et ainsi les plans d’expériences dans un contexte numérique auront tendance à espacer le plus possible les points, c’est ce qui est nommé « couverture spatiale » du domaine (space-filling dans la littérature). De plus, dans le cas de l’utilisation de code de référence, l’exigence est souvent d’obtenir une connaissance locale du domaine (et non plus seulement globale). Nous décrirons succinctement dans cette sous-section les deux principales techniques de planification d’expériences modernes.

1.2.2.3.2.1 Plans hypercube latins

Les plans LHD pour Latin Hypercube Design reposent sur le concept que pour un plan d’expériences à N points chaque paramètre sera échantillonné en N valeurs différentes. Par essence, ces plans doivent donc bien résister dans le cas d’une ou plusieurs variables non influentes. La construction de ce type de plan est directe. Il suffit de diviser la plage de variation de chaque facteur en N strates. Chaque strate est alors numérotée de 1 à N . Pour construire le plan LHD de N points en dimension d , il suffit de générer un tableau de d lignes, chacune étant une permutation aléatoire des nombres de 1 à N [52]. Chaque colonne sera alors le vecteur des coordonnées d’un des points du plan d’expériences (cf. Figure I-5 (g) pour la représentation en tableau d’un plan type LHD de dimension deux et de neuf points). Techniquement, cette représentation en tableau donne alors la coordonnée des points en termes de numéro de strate, soit la « case » dans laquelle chaque point se situe. Le choix est ensuite libre quant à la position exacte du point à l’intérieur de cette case. Cela peut être fait de façon systématique (milieu, bord inférieur ou supérieur) ou de façon aléatoire (un tirage indépendant est fait pour déterminer la position des points individuellement).

$$LHD(2,9) = \begin{bmatrix} 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 9 \\ 2 & 9 & 6 & 3 & 7 & 1 & 4 & 8 & 5 \end{bmatrix}$$

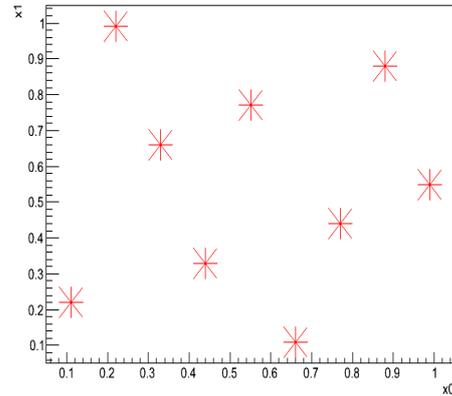


Figure I-5 : Exemple d’hypercube latin 2D (g) représentation tableau, (d) représentation graphique

Ce type de plan possède plusieurs caractéristiques et avantages :

- Le premier est la facilité de construction de ces designs, donc l’absence totale de coût de conception du design associé. De plus comparés des méthodes de type Monte-Carlo similaires, ces plans présentent de très grands avantages comparés à des échantillonnages « bruts » qui n’assurent pas une bonne répartition des points.
- Le second est que le nombre de points N est totalement indépendant du nombre de facteurs d étudiés. Combiné à la propriété que toute projection d’un plan LHD sur un sous-espace reste un plan LHD, on obtient alors des plans d’expériences très résistants à la présence de paramètres non influents. Cela revient, dans la représentation en tableau, à enlever une ou plusieurs lignes.
- La possibilité est offerte d’estimer l’effet de nombreux paramètres en un nombre de points limités. Si un ou plusieurs des facteurs sont non influents alors le plan d’expériences n’aura pas besoin d’être modifié à posteriori puisque ses caractéristiques intrinsèques seront conservées dans le domaine d’étude privé de ce(s) facteur(s).
- A l’inverse, la structure d’hypercube latin n’est pas conservée lors de la suppression d’un point (a fortiori plusieurs), ce qui peut rendre délicate l’utilisation d’un sous-ensemble issu d’un design LHD. Par exemple, une validation croisée (cf. I.2.2.4.3.3) basée sur ce type de design pourra être questionnée.

Comme chacune des variables est représentée en N valeurs différentes, on fait souvent référence à ces plans comme étant « space-filling » [53] [54]. Ce propos doit cependant être nuancé. En effet, la définition de ce type de plan d’expériences est très peu contrainte et il existe en fait pour un nombre d’estimations N en dimension d : $(N!)^d$ permutations possibles. Un plan « diagonal » (où tous les points sont tels que $x_i = x_j$) est par définition un plan LHD ; cependant, sa capacité à couvrir le domaine d’étude est très limitée [55].

Des développements annexes ont donc été étudiés pour pallier ces problèmes. De nouveau, la description détaillée de toutes ces approches serait hors cadre de l’étude et nous nous contenterons d’expliquer les deux approches existantes.

La première consiste à contraindre le processus de construction du plan d’expériences. C’est le cas des techniques d’échantillonnage uniforme (UD : Uniform Design [56]) qui découpent en sous-espace le domaine d’étude pour assurer une bonne couverture ou des techniques OLH (Orthogonal Latin Hypercube [57]) qui assurent l’orthogonalité des vecteurs des points constituant le plan d’expériences. Le principal inconvénient de ces

techniques réside dans leur difficulté de construction (demandant d’importants temps de calcul). De plus, ces contraintes entraînent une perte sur la liberté de choix du nombre de points.

La deuxième famille de technique d’amélioration des LHD est leur optimisation à posteriori [58]. Un LHD standard est construit puis un algorithme d’optimisation est lancé pour améliorer un critère préétabli ; typiquement, un critère sur la distance minimale entre les points (à maximiser) ou la discrépance (écart à l’uniformité à minimiser). L’inconvénient majeur est le temps nécessaire pour cette optimisation. Au-delà de cet aspect, n’importe quel algorithme d’optimisation monocritère peut être appliqué.

I.2.2.3.2.2 Plans quasi-Monte Carlo

Ces méthodes, appelées méthode quasi Monte Carlo (qMC) ou encore séquence à faible discrépance, ont été originellement conçues pour des échantillonnages afin d’effectuer des intégrations numériques de fonctions dans des espaces à nombre de dimensions modéré.

Le préfixe "quasi" est employé pour désigner un algorithme déterministe générant une séquence de points dans un espace à d-dimensions et ayant une distribution proche de l’uniformité [59] (d’où le nom de séquence à faible discrépance). Les caractéristiques de ces suites quasi Monte Carlo sont résumées dans la Table I-1 (issue de la référence [60]), selon trois critères, en plus de leur faible discrépance intrinsèque.

- Le premier est la présence de motifs ou structures dans ces suites ; ce critère dépend uniquement du type de séquence considéré.
- Le second critère est leur caractère séquentiel (ou non), c’est-à-dire peut-on rajouter des points sans altérer la discrépance de toute la suite.
- Le troisième critère concerne la conservation de l’uniformité lors de la projection dans un sous-espace de dimension inférieure.

Une des caractéristiques de ces plans d’expériences est leur non résistance à la réduction de dimension ; ce qui fait d’eux un outil a priori non adapté aux phases exploratoires d’une planification d’expériences. En effet, ces phases ne sont pas à l’abri de l’existence de facteurs de paramètres non influents, qui dans ce cas auront un effet très négatif sur la structure de la suite et donc sur la qualité globale du plan d’expériences.

Suite quasi-Monte Carlo	Remplissage de l’espace	Motifs	Construction séquentielle possible	Résistance à la réduction de dimension
Halton	OUI	OUI si $d \gg 1$	OUI	NON
Hammersley	OUI	OUI si $d \gg 1$	NON	NON
Faure	OUI	OUI	OUI	NON
Niederreiter	OUI	NON	OUI	NON
Sobol	OUI	NON	OUI	NON

Table I-1 - Caractéristiques des principales suites qMC [60]

I.2.2.4 Revue de l’utilisation de la planification d’expériences dans le processus de conception

Une fois une technique de planification d’expériences sélectionnée, il est nécessaire ensuite de définir la méthodologie d’utilisation des données. Cette sous-section fait l’état des principales techniques citées dans la littérature.

1.2.2.4.1 Méthode de Taguchi

La méthode de Taguchi [61] est historiquement la méthodologie ayant promu dans le domaine de l’ingénierie les techniques de planification d’expériences et autres techniques statistiques.

Cette méthode est orientée sur le concept de design robuste (« Robust Design » dans la littérature) qui vise à améliorer non seulement les performances du produit dessiné mais aussi à minimiser les variations incontrôlées de ces performances. Les facteurs et paramètres ayant une influence sur ces deux types de quantités sont regroupés comme suit et schématisés dans le « diagramme-P » illustré en Figure I-6 tirée de la référence[62] :

- Les facteurs de bruit : paramètres non ajustables (par impossibilité ou par coût excessif dans le cas contraire) responsables de l’écart entre la performance ciblée et la performance effective. Par exemple, les variations des paramètres de design incertains, incertitudes, etc.
- Les facteurs de contrôle : facteurs libres devant être ajustés pour limiter l’effet des facteurs de bruit sur la réponse et amener les performances dans un domaine cible.

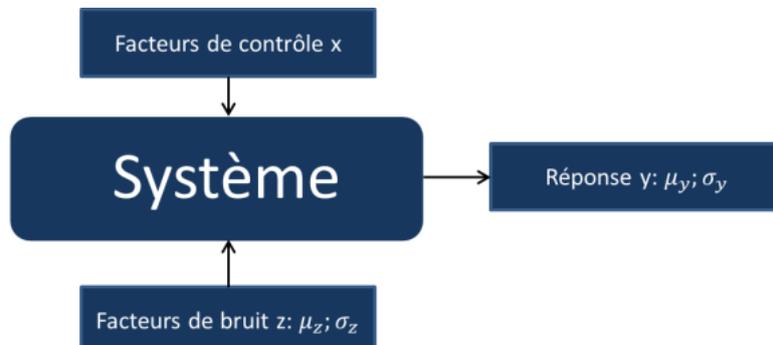


Figure I-6 : Principe de la méthode de Taguchi

La qualité du design sera alors assimilée à la minimisation de la perte de qualité sous l’effet des facteurs de bruit. Des plans d’expériences de type tableaux orthogonaux ([57]) sont utilisés dans la méthode de Taguchi. Un tableau interne contient les N points du plan d’expériences en ne faisant varier que les facteurs de contrôle ; alors qu’un tableau externe de n points est dédié à l’étude des effets des facteurs de bruit et est répété pour chacun des N points du tableau interne. Une fois toutes les estimations y_i réalisées, des rapports « signaux sur bruit » (SN) [63] sont calculés pour être maximisés. Les recommandations initiales de la méthode sont les suivantes, en fonction de l’objectif à atteindre pour les performances (Equations I-1, I-2, I-3, I-4 et I-5 ci-dessous).

$$\text{Performance à minimiser : } SN_{min} = -10 * \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right) \quad \text{Équation I-1}$$

$$\text{Performance à maximiser : } SN_{max} = -10 * \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad \text{Équation I-2}$$

$$\text{Performance à cibler : } SN_{cible} = 10 * \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\bar{y}}{s^2} \right) \quad \text{Équation I-3}$$

$$\text{Avec la moyenne } \bar{y} = \sum_{i=1}^n \frac{y_i}{n} \text{ et la variance } s = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{(y_i - \bar{y})^2}{n-1}} \quad \text{Équation I-4}$$

A chaque jeu de facteurs de contrôle est donc associée une valeur scalaire traduisant à la fois la proximité à l'objectif et la robustesse du design. Ensuite, il reste au concepteur le choix final des facteurs de contrôle remplissant au mieux les spécifications du Projet. Cette étape est généralement effectuée via une méthode d'analyse graphique ; dans ce cas, sont alors tracées, pour chaque facteur en fonction de ses niveaux, la réponse moyenne ainsi que la déviation à cette moyenne due au bruit. L'interprétation des résultats se fait par une analyse de variance de type ANOVA qui sera plus détaillée dans la section dédiée aux analyses de sensibilité.

Au-delà des apports historiques et méthodologiques incontestables de l'approche [64] (introduction au concept de design robuste, démocratisation des analyses statistiques en ingénierie, etc.), de nombreuses critiques et améliorations ont été ajoutées à la méthode :

- Le choix initial des tableaux internes et externes est critiqué par le nombre important d'estimations requises [65][66].
- L'analyse proposée néglige les interactions entre facteurs de contrôle [67].
- La recherche finale de la solution retenue reste « manuelle » et ne fait appel qu'à l'interprétation des différents rapports signal sur bruit obtenus. La référence [68] formule cette étape comme un problème d'optimisation, ayant pour fonction objectif la maximisation de ces rapports SN ; d'autres incluent des considérations d'indice de sensibilité ou de contraintes.
- Enfin, les deux objectifs (respect de la performance et robustesse) sont confondus en une seule fonction. La formulation arbitraire initiale amène à se questionner sur la stabilité de la solution obtenue en cas de changement de cette formulation.

Cette méthode, initialement développée pour les plans d'expériences de chimie des procédés permet donc de minimiser le nombre de points d'expériences et l'impact des facteurs de bruit pour optimiser un paramètre donné (par exemple, trouver le meilleur rendement, en modifiant certains paramètres du système). La construction de tels plans nécessite néanmoins de connaître des informations sur le comportement des différentes variables (interaction ou non entre certaines variables, valeurs à tester pour chaque paramètre). De plus, la notion de facteur de bruit est centrale dans cette approche. Notre méthode sera basée sur des codes de calculs déterministes, pour lesquels la notion de bruit est inexistante. De même, la direction choisie pour notre méthode est de construire un outil exploratoire limitant au maximum les aprioris dans le processus de préconception. Ainsi, la méthode de Taguchi n'est pas adaptée pour nos travaux, puisqu'elle requiert une hiérarchisation a priori des paramètres et un nombre restreint d'entre eux.

1.2.2.4.2 Méthode RSM

Littéralement la « méthodologie des surfaces de réponse » ou RSM [69] est un cadre méthodologique très large utilisé dans différentes étapes du design ; nous nous attacherons à décrire les concepts et outils généraux impliqués dans ce type d'approche.

Le but de cette méthode est le développement d'une relation fonctionnelle entre les facteurs en entrée et une ou plusieurs réponses d'intérêt du système en sortie. L'approche peut se résumer en quelques étapes :

- Le choix, la création et la réalisation d'un plan d'expériences.

- La construction d’un modèle approché basé (une relation linéaire) sur les estimations du plan d’expériences. Le choix du type de modèle et du plan sont intimement liés.
- L’utilisation des deux éléments précédents pour tester l’importance des facteurs, déterminer la relation approchée entre facteurs et réponses, et enfin déterminer le vecteur optimal des facteurs permettant de minimiser (ou maximiser) la réponse du système dans le domaine d’étude.

De façon générale, les modèles construits sont de type polynomial de faible degré, d’ordre 1 (Équation I-5) ou 2 (Équation I-6).

$$D'ordre\ 1 : y = \beta_0 + \sum_{i=1}^d \beta_i x_i + \epsilon \quad \text{Équation I-5}$$

$$D'ordre\ 2 : y = \beta_0 + \sum_{i=1}^d \beta_i x_i + \sum_{i \neq j} \sum \beta_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^d \beta_{ii} x_i^2 + \epsilon \quad \text{Équation I-6}$$

Le terme epsilon ϵ représente l’erreur commise par la représentation utilisant le modèle polynomial simplifié par rapport aux résultats réels (dans un contexte approprié, le terme ϵ inclut également l’incertitude expérimentale). Les termes β coefficients des polynômes, sont calculés via une méthode des moindres carrés ; on cherche le jeu de coefficients minimisant la somme quadratique des écarts entre le modèle postulé et les résultats exacts.

On comprend alors l’influence mutuelle du choix du plan d’expériences et celui du modèle ; ainsi un plan d’expériences à n niveaux ne sera pas suffisant pour estimer des effets d’ordre $n + 1$ et supérieurs. L’approche traditionnelle RSM consiste à construire et estimer un plan d’expériences à deux niveaux, typiquement un plan factoriel 2^d pour accéder à de premières informations sur le comportement de la réponse via un modèle linéaire (cf. Figure I-7).

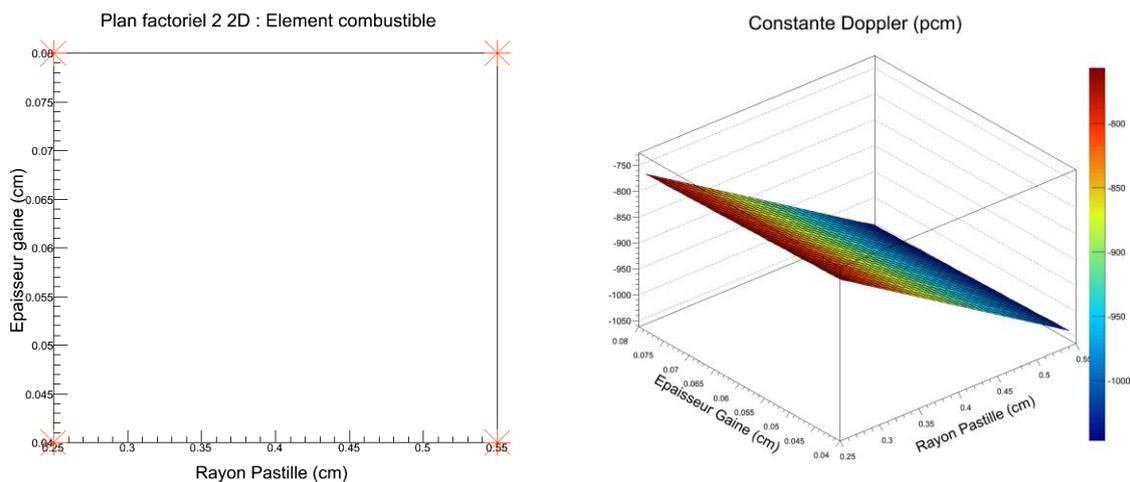


Figure I-7 : Illustration de la première étape d’une méthode RSM 2D, (g) plan d’expériences factoriel, (d) modèle linéaire résultant

L’investigation se poursuit séquentiellement en complétant le plan d’expériences initial par un troisième niveau ; classiquement, le plan est transformé en design de type CCD afin

d’estimer les effets d’interactions et permettre la détermination du jeu de facteur optimal (cf. Figure I-8).

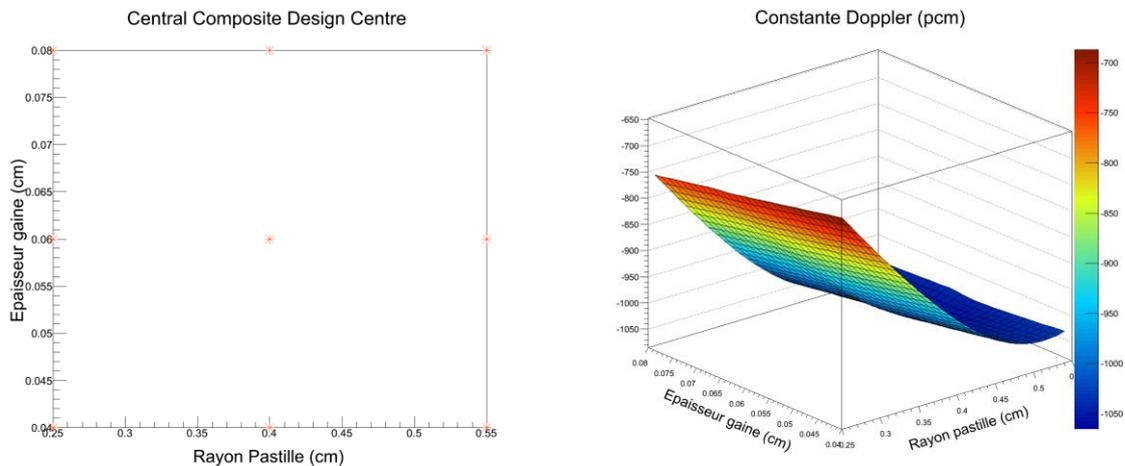


Figure I-8 : Illustration de la seconde étape d’une méthode RSM 2D : (g) plan d’expériences CCD, (d) modèle quadratique résultant

Une fois la régression polynomiale construite, la méthode peut être utilisée pour :

- déterminer les facteurs et interactions influentes, via le signe et la magnitude des termes du polynôme,
- ou réaliser une optimisation de la réponse (grâce à un algorithme dédié) [70][71].

Etant donné le caractère simplificateur et lissant des polynômes, tout résultat sera entaché d’un biais, et la confirmation de la prédiction sera nécessaire dans la majorité des cas.

Cette approche est adaptable à de très nombreux cas. En effet, le nombre de dimensions d’entrée est peu limité, et l’approche convient à des cas multi-réponses. Il suffit alors d’appliquer les techniques de régression pour chacune des sorties d’intérêt. Un polynôme peut être construit pour représenter la performance et un autre pour la robustesse, aboutissant alors à des méthodes mixtes RSM-Taguchi [72][73] permettant l’optimisation simultanée de ces deux quantités. Le problème devient alors multicritère, ce qui sous-tend un formalisme qui sera abordé plus loin dans ce rapport (cf. Section I.2.2.5.1.2).

Cette méthode pose les bases d’un autre type d’approche que nous allons décrire dans la suite, utilisant potentiellement des outils plus modernes et adaptés, notamment des plans d’expériences plus généraux et des régressions multidimensionnelles plus fidèles et adaptables.

1.2.2.4.3 Métamodèles

Une des approches largement utilisée dans un processus d’optimisation ou d’aide au design consiste à construire des modèles mathématiques – basés sur les estimations du plan d’expériences – approchant la fonction réelle inconnue à des buts prédictifs.

Un métamodèle est une fonction mathématique construite sur un ensemble de données issues d’un plan d’expériences visant à reproduire au mieux les réponses du système en fonction de ses facteurs d’entrée. Parfois dénommé modèle de substitution (« surrogate model »), ces métamodèles vont permettre, une fois construits, de remplacer le vrai modèle. De façon non exhaustive, on peut citer des applications comme des explorations poussées

[74] du domaine d’étude, des propagations d’incertitudes [75], des calibrations [76] de paramètres, mais également des optimisations [77].

La référence [78] identifie quatre motivations à utiliser les métamodèles :

- *Compréhension* : il s’agit d’identifier des tendances (sens et magnitude des variations d’une sortie [79]), de trier par importance les paramètres, ou encore de déterminer les effets des interactions entre facteurs [80]. De façon générale, la qualité et précision des métamodèles utilisés dans ces cas n’a pas besoin d’être très poussée.
- *Prédiction* : le but est d’être capable de reproduire au mieux les résultats du modèle. A l’inverse de l’alinéa précédent, la précision du modèle de substitution doit être excellente pour des raisons de répercussion du biais. L’intérêt majeur réside alors dans le temps de calcul très court d’une fonction analytique que sont les métamodèles, ce qui permet des applications en temps réel.
- *Optimisation* : considérant un objectif à atteindre (minimisation, maximisation, rapprochement d’une valeur cible de certaines quantités d’intérêt), le processus d’optimisation cherche l’ensemble des vecteurs des facteurs remplissant au mieux les objectifs. La précision des métamodèles utilisés dans ce type d’approche doit être intermédiaire entre la précision toute relative de ceux utilisés pour la « compréhension », et celle raffinée pour ceux utilisés en tant que prédicteurs [81].
- *Validation et qualification* : typiquement la validation d’un modèle par rapport à des ensembles de données expérimentales. Le métamodèle construit peut ainsi servir à :
 - vérifier le comportement d’un modèle de référence coûteux,
 - déterminer les valeurs optimales des paramètres du modèle (calibration),
 - décider des prochains points expérimentaux,
 - collecter l’information pour qualifier au mieux le modèle de référence [82].

L’application des métamodèles pour une étude doit suivre les trois étapes suivantes : choix du plan d’expériences, construction du métamodèle et enfin sa validation. Ces trois étapes sont décrites dans les sous-sections suivantes.

I.2.2.4.3.1 Choix du plan d’expériences

Le choix revient à définir le type de plan d’expériences, mais aussi sa taille, dont la définition est complexe puisqu’elle dépend d’informations au mieux partiellement connues a priori : dimension effective du domaine d’étude, mais aussi complexité du comportement du modèle. Les critères sont en général de trois natures :

- *Budget de l’étude* : peut-on définir un nombre d’estimations au maximum réalisables, ou au contraire cherche-t-on à réduire au mieux ce budget ? Dans ce cas, une construction par étape sera souhaitable.
- *Domaine d’étude* : quelle est la dimension, sera-t-elle amenée à être réduite ? Peut-on inclure des connaissances a priori, doit-on l’explorer globalement ou localement ? etc.
- *Quantité à mesurer* : va-t-on mener une étude de sensibilité, les variations sont-elles a priori monotones, veut-on des informations sur les interactions entre facteurs ? etc.

I.2.2.4.3.2 Construction du métamodèle

La collecte des informations du plan d’expériences permet alors de construire un métamodèle. L’ensemble des points servant à la construction du métamodèle est appelé base de construction, d’apprentissage, ou ensemble des points maîtres. Dans l’annexe

VIII.1, nous détaillons quelques métamodèles fréquemment utilisés ainsi que leur processus de construction. Le choix d’un type de métamodèle dépend fortement du comportement du modèle et est difficile à définir a priori.

I.2.2.4.3.3 Validation du métamodèle

Il s’agit d’estimer la fidélité de ce modèle analytique comparé au véritable modèle sous-jacent. La mesure de cette caractéristique peut être exprimée et calculée de façon très différente, dépendant du type d’informations recherché. Il peut s’agir notamment d’outils de validation statistique ou locale [83].

Ainsi, différents estimateurs de la fidélité d’un modèle de substitution peuvent être calculés ; ces indicateurs sont présentés en détail dans l’annexe VIII.2. Deux grandes familles de techniques existent pour le calcul de ces estimateurs de qualité. L’utilisation brute de la base d’apprentissage pour valider un métamodèle serait un facteur de biais important, et négligerait le phénomène de sur-apprentissage (amélioration de la qualité du métamodèle sur sa base d’apprentissage, mais dégradation de ses capacités de prédiction hors de celle-ci).

La première technique consiste à utiliser une base de données n’ayant pas servi à la construction du métamodèle (base de validation) : si elle implique un surcoût en terme de nombre de calculs, elle est indiquée dans la littérature comme étant la seule méthode robuste et non biaisée pour l’estimation de la qualité d’un modèle de substitution. La problématique consiste à déterminer le nombre et la position des points de cette base de validation.

La seconde technique, appelée validation croisée, évite l’écueil du coût de la deuxième base de données. A l’inverse, plusieurs métamodèles sont construits dans des sous-ensembles de la base d’apprentissage. Les points non utilisés permettent de valider chacun de ces métamodèles ; les valeurs finales des estimateurs de qualité sont alors la moyenne de ces estimateurs partiels. Le coût de cette méthode réside alors dans la construction multiple de métamodèles plutôt que dans l’estimation de nouveaux points de validation. Cette méthode est très souvent citée dans la littérature du fait de sa simplicité (quelques paramètres seulement [84] [85]), de son caractère universel et peu onéreux, car de façon générale la construction de métamodèle est moins coûteuse que des simulations supplémentaires.

Cependant, plusieurs références pointent ses défauts inhérents [86]. La référence [87] affirme que, dans les cas où la base d’apprentissage a une structure définie rigide (type LHD cf. I.2.2.3.2.1), les sous-ensembles créés perdront alors cette structure ce qui mènera à des métamodèles moins prédictifs et donc à des estimateurs pessimistes de l’erreur. A l’inverse, les références [88] et [89] indiquent deux situations menant à des estimateurs trop optimistes. La référence [90], qui souligne les biais introduits par ces méthodes, préconise de n’utiliser la validation croisée qu’uniquement lors des phases finales de développement du métamodèle afin d’éviter tout biais non détecté.

I.2.2.4.4 Analyses de sensibilité

L’intérêt premier d’un plan d’expériences est son apport en termes de connaissance sur le comportement des réponses d’un système à la variation de ses facteurs. Les outils et formalismes permettant de quantifier l’influence des dits facteurs sont regroupés sous le terme d’analyse de sensibilité [91]. En fonction du degré de connaissances attendu et atteignable, on peut regrouper ce type d’analyse en deux catégories [92] : les méthodes de criblages, et les mesures d’importances.

I.2.2.4.4.1 Méthodes de criblages

Appelées « screening methods » dans la littérature, ces méthodes regroupent les techniques permettant de classer en deux catégories les facteurs, en tant qu’influents et non influents en fonction de l’amplitude des variations qu’ils induisent. En général, cette information n’est pas disponible a priori ; l’inclusion de tous les facteurs dans une étude fine (le caractère négligeable ou non dépend de la précision attendue) par la suite serait pragmatiquement impossible ou beaucoup trop coûteuse.

La méthode la plus directe est d’utiliser un plan d’expériences en étoile (OAT cf. I.2.2.3.1) ce qui revient à quantifier la variation des réponses en ne changeant qu’un seul facteur à la fois [93]. Le calcul de la pente associée à chaque entrée permet alors une estimation, globale de leur effet, et tous les effets d’interactions entre variables sont alors négligés ce qui peut mener à des interprétations biaisées.

Le calcul de la pente consiste à construire un modèle de régression sur chaque dimension du domaine d’étude en faisant l’hypothèse d’un comportement réel linéaire et monotone. En ce sens, cette technique est similaire à celle utilisée en phase primaire de la méthode des surfaces de réponse (cf. I.2.2.4.2). La relaxation de cette hypothèse mène à l’utilisation de plans d’expériences différents (type tableaux orthogonaux ou CCD) permettant de classifier également l’importance de toutes ou certaines interactions.

D’autres méthodes comme la méthode de Morris [94][95] font appel de manière itérative à des plans en étoile en générant à chaque étape ce type de plans de façon aléatoire (c’est-à-dire que le point central ainsi que les niveaux des facteurs sont différents à chaque tirage). Chaque itération permet d’obtenir les valeurs des effets élémentaires (ordre un) et la distribution de ses valeurs en fonction des tirages aléatoires permet d’ordonner les entrées en trois catégories :

- si leur moyenne est faible, elles sont non influentes,
- si leur variance est faible, elles ont un effet linéaire et sans interaction,
- si leur variance est importante : l’effet est non linéaire et/ou il existe des interactions avec d’autres variables.

I.2.2.4.4.2 Mesures d’importances

Ces méthodes permettent de hiérarchiser les effets des variables et interactions afin d’établir un classement des facteurs des plus influents aux moins influents.

Basées sur un échantillon plus important que dans un plan en étoile, les méthodes de régression linéaire permettent (sous couvert de la vérification de l’hypothèse de linéarité) une classification des facteurs en fonction de la valeur du coefficient linéaire qui leur est associé.

La méthode de Sobol [96] est très utilisée de par la facilité d’interprétation des coefficients globaux de sensibilité dont ils sont issus. L’idée est de décomposer la variance fonctionnelle (représentation ANOVA Équation I-7) dans laquelle la variation de la réponse est décomposée en somme de fonctions élémentaires.

$$y(x_1, x_2, \dots, x_d) = y_0 + \sum_{i=1}^d y_i(x_i) + \sum_{i<j}^d y_{ij}(x_i, x_j) + \dots + y_{12\dots d}(x_1, x_2, \dots, x_d) \quad \begin{array}{l} \text{Équation} \\ \text{I-7} \end{array}$$

L’étude des espérances conditionnelles qui en découlent permet de définir les indices de Sobol S_i (Équation I-8) qui quantifient le pourcentage de variations de la sortie y due

uniquement à la variable x_i . De même, la variation due à une interaction donnée est S_{ij} (Équation I-9) ; tout en se généralisant facilement pour des interactions d’ordre supérieur.

Comme le nombre total d’indices à calculer augmente très rapidement avec le nombre de facteurs (dépend du nombre de combinaisons existantes), l’interprétation des indices se limite en général à celle des indices de premier ordre S_i et des indices totaux S_{Ti} (définis comme la somme de tous les indices impliquant la variable x_i [97], Équation I-10). Ainsi, un indice de premier ordre important implique une variable influente, alors que l’écart ($S_i - S_{Ti}$) est représentatif de l’effet de la variable *via* ses interactions.

Le calcul de ces indices implique en pratique un échantillonnage important de toutes les variables du modèle (méthodes Monte-Carlo [98] [99], ou quasi Monte Carlo *via* des séquences de Sobol [100]) qui limite de fait leur utilisation à des modèles peu coûteux, à moins d’utiliser des modèles de substitution comme dans les références [52] [101]. Il faut noter que les indices sont entachés de la même incertitude que celle du métamodèle utilisé pour les calculer [102].

$$S_i = \frac{Var[\mathbb{E}(y|x_i)]}{Var[y]} \quad \text{Équation I-8}$$

$$S_{ij} = \frac{Var[\mathbb{E}(y|x_i, x_j)]}{Var[y]} \quad \text{Équation I-9}$$

$$S_{Ti} = 1 - \frac{V_{x \sim i}(E_{x_i}(y | x_{\sim i}))}{V(y)} \quad \text{Équation I-10}$$

I.2.2.5 Méthodes d’optimisations

I.2.2.5.1 Principes généraux d’optimisation

I.2.2.5.1.1 Optimisation monocritère

Un problème d’optimisation revient à la recherche d’un ensemble de paramètres \vec{x} variant entre \vec{x}_{inf} et \vec{x}_{sup} , permettant de minimiser une quantité $y(\vec{x})$ appelée performance ou fonction objectif. Le problème peut aussi être soumis à un ensemble de contraintes $g_k(\vec{x})$. En formulation mathématique, ce problème d’optimisation s’exprime selon le système d’Équation I-11.

$$\begin{aligned} &\text{Minimiser } y(\vec{x}) ; \vec{x} = [x_1; x_2; \dots; x_d] \\ &\text{avec } x_i \in [x_i^{min}; x_i^{max}] \\ &\text{soumis à } g_k(\vec{x}) \leq 0 \end{aligned} \quad \text{Équation I-11}$$

Dans notre exemple (cf. I.2.2.3), nous estimons que la minimisation va porter sur la contre-réaction Doppler d’un cœur RNR-Na. Cette contre-réaction exprime la capacité du cœur à réduire naturellement sa puissance lors d’une augmentation de température du combustible, au travers de l’absorption résonante dans l’ ^{238}U , et assure donc *a priori* son bon

comportement lors de transitoires de puissance. Si on veut ajouter une contrainte de conception, on peut par exemple chercher à limiter la puissance linéique maximale à une valeur seuil $P_{lin\ MAX}$.

Le problème serait alors formulé comme suit (Équation I-12).

$$\begin{aligned} & \text{Minimiser } Doppler(\vec{x}) ; \vec{x} = \{R_{past} ; e_{gain} ; e_{fil}\} \\ & \text{soumis à } P_{lin}(\vec{x}) \leq P_{lin}^{max} \end{aligned} \quad \text{Équation I-12}$$

I.2.2.5.1.2 Optimisation multicritère

Dans l’immense majorité des cas, les performances du système à optimiser sont multiples. Pour notre cas d’étude, il a été montré (cf. I.1.2) qu’une optimisation complète d’un système doit au moins tenir compte de plusieurs objectifs : économie, sûreté, durabilité, résistance physique et à la prolifération. De plus, la configuration optimale pour un des objectifs ne sera pas nécessairement la configuration optimale pour un second. Ainsi le cœur le plus « performant » ne sera pas nécessairement celui ayant le meilleur comportement naturel en transitoires. De plus, cette notion de sûreté intrinsèque se réfère au comportement du cœur lors de différents scénarios accidentels. Il sera alors nécessaire d’avoir plusieurs critères, chacun relatif à un type de scénario. Fondamentalement, il s’agit alors d’un problème *multicritère*.

Afin d’illustrer ce problème multicritère à l’aide de notre exemple, on cherchera à minimiser la quantité de plutonium dans le réacteur (ce qui détermine une partie de son coût) en même temps que la contre-réaction Doppler (Équation I-13). A priori ces deux objectifs seront antagonistes puisque minimiser la contre-réaction Doppler implique d’augmenter la quantité de combustible (essentiellement la teneur en ^{238}U) contenue dans le cœur.

$$\begin{aligned} & \text{Minimiser } \{Doppler(\vec{x}) ; Inventaire\ Pu(\vec{x})\} \\ & \vec{x} = \{R_{past} ; e_{gain} ; e_{fil}\} \\ & \text{soumis à } P_{lin}(\vec{x}) \leq P_{lin\ MAX} \end{aligned} \quad \text{Équation I-13}$$

La définition de l’optimalité doit être changée en considérant ce nouveau formalisme. La notion de dominance la remplace. Ainsi, un point A dans l’espace des performances domine un point B , quand chacune de ses performances est meilleure ou égale (Équation I-14).

$$\begin{aligned} A &= [y_1(\vec{x}_A) ; y_2(\vec{x}_A) ; \dots ; y_p(\vec{x}_A)] \\ B &= [y_1(\vec{x}_B) ; y_2(\vec{x}_B) ; \dots ; y_p(\vec{x}_B)] \\ & A \text{ domine } B : A > B \\ & \text{Si } y_i(\vec{x}_A) \leq y_i(\vec{x}_B) \forall i \text{ ET } \exists j \text{ tel que } y_i(\vec{x}_A) < y_i(\vec{x}_B) \end{aligned} \quad \text{Équation I-14}$$

A l’inverse, deux points ne se dominent pas l’un l’autre quand le premier point est meilleur sur au moins une performance et que le second est meilleur sur au moins une autre performance (Équation I-15).

$$\begin{aligned} & A \text{ et } B \text{ ne se dominent pas } A = B \\ & \text{Si } \exists i \text{ tel que } y_i(\vec{x}_A) < y_i(\vec{x}_B) \\ & \text{ET } \exists j \text{ tel que } y_j(\vec{x}_A) > y_j(\vec{x}_B) \end{aligned} \quad \text{Équation I-15}$$

L’ensemble des points non dominés dans l’espace des solutions \vec{y} est appelé front de Pareto (du nom de l’économiste ayant inventé ce concept). Son antécédent dans l’espace des paramètres de l’optimisation \vec{x} est l’ensemble de Pareto. La solution du problème d’optimisation dans ce formalisme n’est plus unique mais constitué de l’ensemble de Pareto, chacun des points représentant un compromis différent entre les performances.

Un exemple de front de Pareto du problème d’optimisation (Équation I-13) est montré en Figure I-9 suivante.

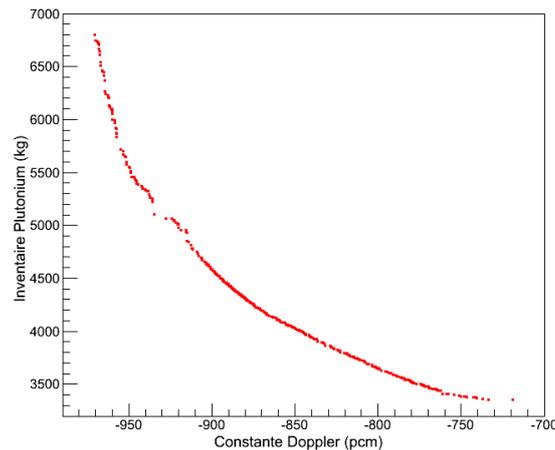


Figure I-9 : Front de Pareto, Inventaire Plutonium vs. Constante Doppler

Il existe ensuite plusieurs manières de résoudre un tel problème, qui peuvent être classées en deux catégories en fonction de l’intégration des préférences des concepteurs dans le processus :

- les approches a priori,
- les approches a posteriori.

L’intégration a priori des préférences signifie que celles-ci sont intégrées au problème de type multi-objectif avant le processus d’optimisation strict. Cela se fait soit en agrégeant les différentes fonctions objectifs en une seule, soit en les hiérarchisant (priorisation d’un objectif sur un autre) [103].

Les principaux avantages sont les suivants :

- Une fois les préférences établies, le problème d’optimisation redevient un problème mono-objectif et est donc relativement simple à résoudre.
- La transformation en une optimisation mono-objectif permet de définir un cadre mathématique strict garantissant d’obtenir la meilleure solution à ce nouveau problème.

Les principaux inconvénients sont :

- La difficulté est déplacée à la définition des préférences (exercice d’autant plus difficile qu’il faut définir les préférences globales a priori sans connaissances complètes sur le comportement du système).
- L’influence des dites préférences est difficilement quantifiable.
- Comme les préférences sont intégrées a priori et de façon globale, les possibilités d’exploration sont limitées.

Les approches a priori donnent une solution unique appartenant au front de Pareto et dépendante du jeu de préférence défini.

Les approches a posteriori prennent le contrepied de la démarche précédente et tendent à générer un ensemble de solutions sur le front de Pareto, laissant la décision de la solution parmi celles-ci au concepteur.

L’avantage est d’acquérir les informations sur différentes configurations optimales, ce qui permet une définition des préférences en ayant un aperçu du comportement du système, et ce qui exhibe des capacités exploratoires poussées.

Le coût en termes de temps de calcul est plus important, et la difficulté pour le concepteur se retrouve déplacée dans la prise d’une décision dans un espace multidimensionnel, ce qui peut poser des problèmes jusque dans la simple représentation des résultats.

1.2.2.5.2 Métamodèles en support de l’optimisation

Les domaines des plans d’expériences et de l’optimisation sont liés. On trouve au moins deux façons d’interconnecter ces deux disciplines :

- L’utilisation d’une optimisation pour définir un plan d’expériences fournissant le plus d’informations possibles sur le phénomène étudié (cas déjà abordé dans ce chapitre, cf. 1.2.2.3.2.1).
- L’utilisation d’un plan d’expériences pour réaliser efficacement une optimisation.

Dans cette section, la deuxième possibilité est traitée, avec un focus sur l’utilisation de métamodèles dans le processus d’optimisation. La référence [104] indique les multiples avantages liés à cette association :

- Gain en efficacité de l’optimisation.
- Comme les points du plan d’expériences sont calculés indépendamment, les calculs parallèles sont autorisés.
- Le métamodèle permet un meilleur accès à l’information sur le comportement du modèle et donc une meilleure compréhension de celui-ci pour guider l’optimisation ;
- Ce type de méthode permet de manipuler à la fois des variables discrètes et continues.

La référence [104] indique également trois grandes familles de conception de l’interface entre le modèle d’approximation et l’optimisation :

- La première méthode consiste à construire un métamodèle global (c’est-à-dire sur l’ensemble du domaine d’étude), puis de s’en servir en substitution du modèle initial coûteux [105]).
- La deuxième méthode est plus itérative. Elle consiste à mettre à jour le plan d’expériences (ajout de points ou réduction du domaine d’étude), en fonction de critères dépendant soit de la mesure de la validité de celui-ci ou des résultats d’optimisation. Une des approches les plus classique en ce sens consiste, une fois une première solution intéressante trouvée, de collecter de nouveaux points de données autour de celle-ci, afin d’affiner les résultats dans cette zone, puis de relancer itérativement le processus d’optimisation [106] [107]. La méthode ARSM (Advanced Response Surface Methodology) est un bon exemple. Sur une base de RSM, à chaque itération est trouvée une solution ; le domaine est ensuite réduit, et un nouveau plan d’expériences de type Central Composite Design (CCD) sert de nouvelle base de construction pour un métamodèle local [108], et ce jusqu’à convergence [109]. D’autres méthodes permettent d’inclure séquentiellement la connaissance acquise sur le modèle [110], ou encore d’utiliser la base de validation

du métamodèle comme source d’information pour définir de nouveaux points maîtres, augmenter la fidélité du métamodèle [111] et s’assurer de la robustesse des solutions.

- La troisième méthode [112] [113] [114] utilise le métamodèle comme guide pour positionner dans le domaine d’étude de nouvelles estimations. L’optimisation se fait directement sur celles-ci et les solutions sont donc affranchies du biais du métamodèle.

Les métamodèles peuvent également être utilisés dans le contexte d’une optimisation multidisciplinaire. Une optimisation est dite multidisciplinaire quand plusieurs disciplines ou physiques couplées doivent être prises en compte dans le processus d’optimisation. Historiquement, la conception de systèmes a été scindée en plusieurs spécialités afin de réduire la complexité individuelle de chacune de ces spécialités (cf. l’approche « classique » pour les cœurs de réacteur I.2.1.1). Idéalement, cependant, un design final optimisé doit tenir compte simultanément de l’ensemble des disciplines impliquées.

Enfin, dans le contexte d’une optimisation dite multidisciplinaire les métamodèles peuvent être utilisés de différentes façons :

- Approximation de la performance globale : le modèle de substitution permet d’estimer rapidement la performance du système en fonction des résultats d’optimisation de sous-partie du système global.
- Délimitation du domaine d’étude : des surfaces de réponses simplifiées peuvent être construites pour délimiter un espace des solutions raisonnable. Chaque discipline peut ainsi intégrer simplement les contraintes venant des autres disciplines.
- Couplage : les métamodèles peuvent enfin être utilisés pour simplifier les couplages entre les différentes disciplines.

I.3 Conclusions

L’état de l’art a permis d’identifier trois approches complétant le processus de conception itératif classique :

- Les approches locales. Ces approches, si elles permettent de limiter la complexité globale du problème traité, ne permettent pas d’assurer un résultat globalement optimal. Comme l’un des objectifs de nos travaux est de simuler à la fois le cœur et le circuit primaire, ce type d’approche ne convient pas pour nos travaux.
- Les approches paramétriques. Ces méthodes permettent l’étude détaillée des phénomènes physiques impactant la conception d’un cœur de réacteur afin de dégager des tendances et proposer des configurations améliorées. Cependant, deux aspects les rendent non adaptées à nos objectifs. En effet, à cause de leur complexité inhérente, elles ne permettent l’étude que d’un nombre restreint de paramètres, ce qui ne convient pas au caractère exploratoire que l’on veut donner à notre méthode. Ensuite, elles ne traitent bien souvent que d’une seule physique (majoritairement la neutronique), ce qui ne correspond que partiellement à l’objectif de simulation du cœur et du circuit primaire.
- Les approches intégrées. Elles s’articulent autour de chaînes de calculs complètes et multi-physiques. Elles correspondent donc à nos objectifs et c’est donc vers ce type de démarche que nos travaux se sont orientés. Cependant, les approches existantes sont limitées par plusieurs aspects. Elles sont quasiment toutes basées sur des codes de calculs où modèles non validés, et la validation des résultats d’optimisation est absente. Ces deux aspects font partie intégrante de notre méthodologie. De plus, toutes les études de ce type sont limitées à une dizaine de paramètres, et ce pour deux raisons : l’absence de techniques dédiées à la gestion d’un grand nombre de dimensions (par exemple, des plans d’expériences optimisés) mais aussi la construction en un bloc de leur chaîne de calcul. Ce dernier point impose le calcul de la chaîne complète quelle que soit la discipline considérée.

Les méthodes de gestion de la problématique du temps de calcul ont été décrites, particulièrement les différentes catégories de planification d’expériences :

- Les plans d’expériences dits classiques. Ces plans ont servi d’exemple pour souligner les caractéristiques et enjeux essentiels d’un plan d’expériences : son coût, sa couverture du domaine d’étude, sa résistance à la réduction du nombre de facteurs, etc.
- Les plans d’expériences de type Hypercube Latin (LHD). Développés dans un contexte d’expérimentation numérique, leurs caractéristiques en font des outils plus adaptés à notre cas d’étude. Le nombre d’estimations est adaptable, et leur bon comportement en cas de dimension non influente permet une meilleure exploration du domaine d’étude. Cependant, des méthodes raffinées de construction doivent être employées si l’on veut leur assurer une bonne qualité.
- Les plans d’expériences quasi-Monte Carlo. Leur uniformité intrinsèque ainsi que leur facilité de construction, en font une approche attractive. Cependant, leur manque de fiabilité en cas de facteurs non influents les réserve aux phases finales du design.

Ensuite, les différentes méthodes d’utilisation des plans d’expériences ont été détaillées :

- La méthode de Taguchi. La méthode permet une estimation simultanée des performances d’un design et des variations / incertitudes de celles-ci.

- La méthode des surfaces de réponse. La méthode autorise un accès au comportement du modèle en fonction des facteurs pour permettre de diriger méthodiquement les choix de conception.
- Les métamodèles. Les métamodèles sont une généralisation de la méthode précédente et permettent via une modélisation mathématique de reproduire partiellement et à moindre coût le modèle physique.
- Les analyses de sensibilité. Elles définissent un cadre méthodologique permettant soit de réduire le domaine d’étude, soit de hiérarchiser les facteurs en fonction de leur importance.

Finalement, le formalisme mathématique associé aux optimisations multicritères ainsi que l’utilisation des métamodèles pour leur support ont été présentés.

Les éléments de cet état de l’art ont mené à la définition de la méthodologie d’optimisation des cœurs RNR-Na décrite dans le chapitre suivant.

II. Méthodologie d'optimisation des cœurs RNR-Na

II.	MÉTHODOLOGIE D'OPTIMISATION DES CŒURS RNR-NA	48
II.1	INTRODUCTION.....	50
II.2	PARAMÉTRISATION – DÉFINITION DU DOMAINE D'ÉTUDE.....	51
II.3	DÉFINITION D'UN SCHÉMA DE CALCUL NEUTRONIQUE SIMPLIFIÉ	51
II.4	PLANIFICATION D'EXPÉRIENCES	52
II.5	CALCULS NEUTRONIQUES.....	54
II.6	CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES.....	54
II.7	VALIDATION DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES	56
II.8	AMÉLIORATION ITÉRATIVE DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES	58
II.8.1	<i>Cas test à deux dimensions : la fonction Cosine2</i>	58
II.8.2	<i>Cas test à 5 dimensions : la fonction g-Sobol</i>	60
II.8.3	<i>Cas test avec des variables non influentes : la fonction Cosine2</i>	60
II.9	ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉS DES MODÈLES NEUTRONIQUES	61
II.10	DÉFINITION D'UN SCHÉMA DE CALCUL THERMO-HYDRAULIQUE	61
II.11	CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES POUR LE CHAÎNAGE NEUTRONIQUE / THERMO-HYDRAULIQUE.....	62
II.12	LANCEMENT DES CALCULS THERMO-HYDRAULIQUES	62
II.13	CONSTRUCTIONS ET VALIDATION DES MÉTAMODÈLES DE THERMO-HYDRAULIQUE ET ANALYSES DE SENSIBILITÉ.....	62
II.14	OPTIMISATION MULTICRITÈRE ET MULTI-PHYSIQUE	63
II.15	CODES UTILISÉS	63
II.15.1	<i>ERANOS</i>	63
II.15.2	<i>CATHARE</i>	64
II.15.3	<i>ROOT/URANIE</i>	64
II.16	CONCLUSIONS	66

Figures

FIGURE II-1 – VUE GÉNÉRALE DE LA MÉTHODOLOGIE	50
FIGURE II-2 – PLAN LHD INITIAL (G) ET W^2 OPTIMISÉ (D)	53
FIGURE II-3 – ÉVOLUTION DU CRITÈRE W^2 (NORMALISÉ) LORS DE L'ALGORITHME DE RECUIT SIMULÉ (UNITÉ ARBITRAIRE)	54
FIGURE II-4 – STRUCTURE DES RÉSEAUX DE NEURONES	56
FIGURE II-5 – BASE D'APPRENTISSAGE (ROUGE) ET BASE DE VALIDATION OPTIMISÉE (BLEU)	57
FIGURE II-6 – REPRÉSENTATION 3 DIMENSIONS DE LA FONCTION COSINE2	59
FIGURE II-7 – AMÉLIORATION ITÉRATIVE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION COSINE2 (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS.....	59
FIGURE II-8 – AMÉLIORATION SÉQUENTIELLE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION GSOBOL-5D (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS	60
FIGURE II-9 – AMÉLIORATION ITÉRATIVE DE MÉTAMODÈLE SUR LA FONCTION COSINE2 AVEC 10 VARIABLES NON INFLUENTES (BLEU) ESTIMATEURS CALCULÉS (ROUGE) VRAIES VALEURS	61
FIGURE II-10 – ARCHITECTURE D'URANIE	65

Résumé

Ce chapitre présente les grands principes de la méthodologie d'optimisation multi-physique et multicritère mise en œuvre, pour le développement d'un outil d'aide à la conception des cœurs RNR-Na, et en particulier l'optimisation du comportement du cœur et du circuit primaire lors de transitoires de perte de débit non protégés.

Afin de réaliser une étude intégrant au mieux des estimateurs de sûreté, le choix a été fait de mener des études chaînées neutronique et thermo-hydraulique, basés sur les outils de référence que sont respectivement ERANOS et CATHARE. Ces codes « Best Estimates » (BE) permettent de produire les résultats sur lesquels seront développés les schémas optimisés, à même de générer, dans des temps de calcul jugés acceptables et après une validation préliminaire, les plans d'expériences. Ces derniers serviront à construire des modèles de substitution, dits « métamodèles », permettant de remplacer les codes de calculs coûteux.

La méthodologie globale développée dans le cadre de cette thèse est basée sur des analyses globales de sensibilité (identification des variables influentes sur les performances neutroniques et thermo-hydraulique du cœur) et sur des optimisations multicritères (identification des configurations de cœurs optimales au sens de Pareto).

La méthodologie permet également de mettre en évidence les corrélations entre estimateurs de performances. Cette analyse des compromis entre performances, non évidentes et pas toujours accessibles par des méthodes traditionnelles, peut guider le choix des concepteurs/physiciens vers des configurations jugées optimales, et respectant les contraintes de conceptions.

Les codes et outils utilisés au cours des travaux sont décrits de manière succincte en fin de chapitre.

II.1 Introduction

La méthodologie globale d'optimisation développée lors des travaux de thèse est présentée dans cette section. Le détail des modèles neutronique et thermo-hydraulique est fait respectivement dans les chapitres III et IV. La méthodologie est résumée dans la Figure II-1 ci-dessous, et est décrite étape par étape dans la suite. Les résultats associés aux métamodèles, analyses de sensibilité, optimisations sont détaillés dans les chapitres III, IV et V de ce document.

L'objectif de la méthode est de produire un outil d'aide à la décision pour les concepteurs, en proposant une démarche applicable à un vaste domaine d'étude et capable de traiter la difficulté d'une analyse multi-physique. Afin d'intégrer la sûreté dans la démarche, on a choisi de réaliser des études de transitoires accidentels jugés dimensionnants dans le cadre du projet ASTRID. Cela a amené à centrer les travaux de thèse autour des deux domaines que sont la neutronique et la thermo-hydraulique.

La méthodologie est basée sur des analyses globales de sensibilité (identification des variables influentes sur les performances neutroniques et thermo-hydraulique du cœur) et sur des optimisations multicritères (identification des configurations de cœurs les plus favorables). Chacune de ces techniques nécessitant un très grand nombre de calculs, une application directe au code référence est aujourd'hui impossible. Nous proposons donc une méthodologie basée sur des modèles de substitution au temps d'exécution très court, dont les résultats seront validés par rapport à des schémas de calcul dits « best estimates ».

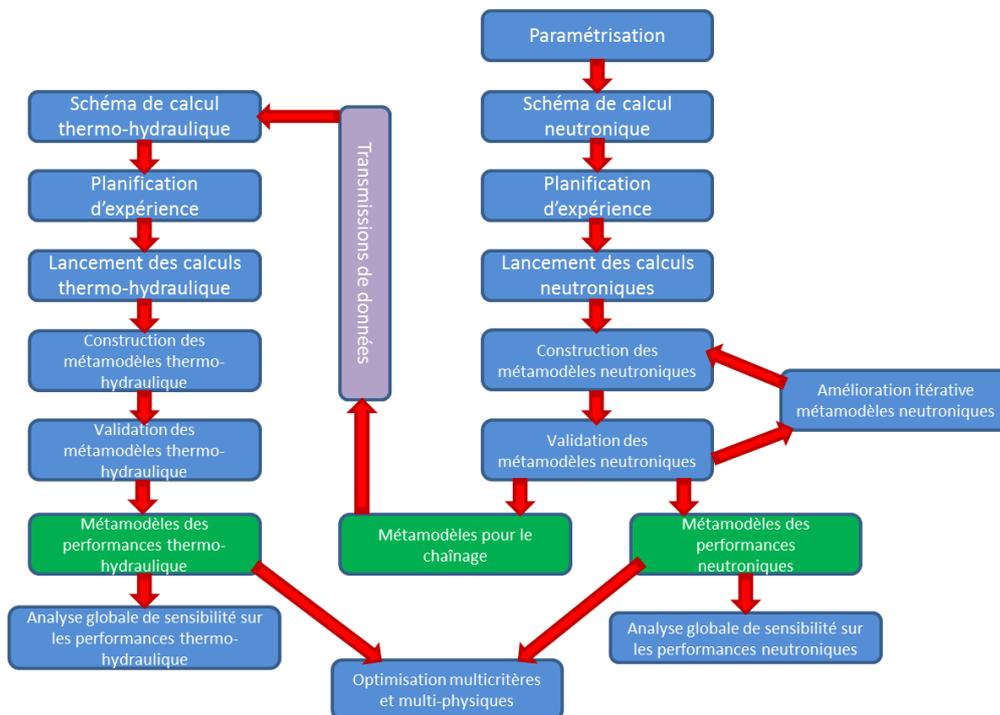


Figure II-1 – Vue générale de la méthodologie

II.2 Paramétrisation – définition du domaine d'étude

La première étape consiste à définir le domaine d'étude.

Pour correspondre à l'état du projet ASTRID à l'heure des travaux, plusieurs options relatives au cœur et à la chaudière ont été retenues :

1. La puissance thermique du cœur est de 1500 MW thermiques. (MWth)
2. De même, les températures d'entrée cœur et sortie cœur ont été conservées aux valeurs référence : respectivement 400°C et 550°C.
3. La géométrie du cœur est gardée de type « hexagonale », et calquée sur le cœur CFV dans sa version v1.
4. L'architecture générale de la chaudière (circuit primaire, échangeurs, pompes) est celle du remontage de Décembre 2011 produit par l'ingénierie AVERA-NP.

Le détail de la géométrie et de la conception d'un cœur dans la méthodologie est donné au chapitre III. Notre méthode se voulant exploratoire, trente paramètres de conception ont été retenus. Ce nombre est volontairement choisi supérieur à celui trouvé dans la littérature ouverte (une dizaine au maximum, cf. chapitre I). Ainsi, les conservatismes de la méthode classique sont diminués. Aucune hypothèse n'est faite sur l'influence relative des paramètres ou sur leurs interactions. La plage de variations associée à chacun des paramètres est prise la plus large possible, allant même au-delà de ce qui est considéré actuellement pour le projet. Ainsi on s'assure que le domaine de faisabilité est strictement inclus dans le domaine d'étude. De plus, les résultats finaux d'optimisation et de sensibilité pourront ainsi souligner l'intérêt potentiel de réduire les conservatismes sur les bornes de variations des paramètres de conception.

II.3 Définition d'un schéma de calcul neutronique simplifié

Les calculs neutroniques constituent une étape essentielle de la caractérisation d'un cœur. Les calculs référence pour les réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium sont effectués avec le code déterministe ERANOS [43].

Cependant, les temps de calculs d'ERANOS sont très importants (de l'ordre de 48 heures pour un calcul 3D complet sans contre-réactions). De plus, il existe des paramètres de conception « non-optimisables » ; par exemple la position des différents types d'assemblages ainsi que le plan de chargement du combustible sont aujourd'hui définis manuellement.

L'objectif de nos travaux est de construire une méthode permettant l'exploration de nouveaux concepts, et qui, par définition, nécessitera de nombreux calculs. Les deux points précédents sont des points durs.

Un schéma de calcul neutronique optimisé a été développé ; il est présenté en détail dans le chapitre III. Ce schéma de calcul est basé sur des hypothèses et dégradations de la résolution des équations régissant la neutronique. Afin de s'assurer de la bonne qualité des résultats produits par ce schéma simplifié, ce schéma a été validé sur trois benchmarks disponibles pendant nos travaux (les cœurs CFV dans leurs versions v0, v1, et v2). La validation permet de vérifier que les écarts par rapport aux résultats obtenus par rapport à la référence restent acceptables pour les paramètres importants entrant dans le processus

d'optimisation. Dès lors, on peut considérer qu'aucun biais significatif n'est généré par ce calcul dans la construction des modèles de substitution neutroniques.

Le temps de calcul pour un cœur avec ce schéma de calcul est d'environ 6 heures, et peut intégrer la totalité des paramètres de conception. Ce temps, fortement réduit par rapport à un calcul best estimate, permet de construire, à un coût moindre, une base d'apprentissage pour la mise en place des *métamodèles de neutronique*.

II.4 Planification d'expériences

Un plan d'expériences est généré à partir du schéma de calcul de neutronique optimisé. La qualité du plan d'expériences dépend du nombre N d'échantillons et de leur répartition dans le domaine d'étude.

Le nombre N d'échantillons est choisi en fonction de plusieurs indicateurs :

- le temps de calcul individuel d'un appel au code (~ 6 heures).
- le nombre de processeurs disponibles pour effectuer les simulations.
- la durée totale des calculs.
- le retour d'expérience sur la quantité de calculs nécessaires pour obtenir des informations pertinentes (études réalisées au CEA simultanément à ses travaux de thèse).

Le nombre d'échantillons N a été fixé à 3000.

L'objectif de cet échantillonnage est d'obtenir un maximum d'informations sur les variations des caractéristiques du cœur en fonction des paramètres d'entrée. Pour couvrir au mieux le domaine d'étude, un plan d'expériences LHD minimisant la discrédance W^2 (Équation II-1) a été construit. La discrédance W^2 est une quantité mesurant l'écart à l'uniformité d'un échantillonnage donné. En minimisant cette quantité, on s'assure alors de la bonne répartition des points dans le domaine d'étude [52].

$$W^2 = \left(\frac{4}{3}\right)^d + \frac{1}{N^2} \sum_{i,j=1}^N \prod_{k=1}^d \left[\frac{3}{2} + |x_k^j - x_k^i| \cdot (1 - |x_k^j - x_k^i|) \right] \quad \text{Équation II-1}$$

Avec :

- k l'indice de sommation sur la dimension d du domaine d'étude
- i et j les indices de sommations sur le nombre de points N
- x_k^i est la projection du vecteur de coordonnées \vec{x} du point i sur l'axe k
- x_k^j est la projection du vecteur de coordonnées \vec{x} du point j sur l'axe k

Ces plans d'expériences sont résistants à la réduction du nombre de dimensions du domaine d'étude initial [115]. Cette caractéristique est intéressante puisqu'elle signifie que l'échantillonnage gardera de bonnes caractéristiques si certains des paramètres de conception n'ont pas d'influence sur les caractéristiques du cœur. Le domaine d'étude a été défini très large ; ce cas de figure est donc très probable. Les plans LHD ont été choisis plutôt que les plans quasi-Monte Carlo pour cette raison.

Pour réaliser un plan d'expériences optimisé selon le critère W^2 , un algorithme de type recuit simulé [116] a été implémenté dans la plateforme URANIE.

Le principe de cet algorithme métaheuristique est simple : pour minimiser une fonction (ici la discrédance W^2), on modifie aléatoirement le vecteur d'entrée \vec{x} (ici la position des points dans le domaine d'étude). Si le critère est amélioré, alors la modification est acceptée, sinon

elle n'est acceptée qu'avec une certaine probabilité. Celle-ci est dépendante de la variation du critère et d'un paramètre T appelé température. La température décroît à chaque itération, selon un schéma de refroidissement déterminé, de façon à ce que les dégradations tolérées par l'algorithme soient de plus en plus faibles à chaque itération. L'algorithme est présenté dans l'Équation II-2.

1. Initialisation de \vec{x} et du paramètre T
2. Tant que la température est positive :
 - Modifier \vec{x} en \vec{x}'
 - Remplacer \vec{x} par \vec{x}' avec la probabilité P

$$P = \min \left(1, e^{-\frac{W^2(\vec{x}) - W^2(\vec{x}')}{T}} \right) \quad \text{Équation II-2}$$

- Modifier le paramètre T selon le schéma de refroidissement.
1. \vec{x} est la solution optimale trouvée par le recuit simulé.

Pour adapter ce recuit simulé à l'optimisation de plan d'expériences, on a défini [52] :

- Une initialisation du plan d'expériences, qui est un LHD non optimisé généré par la plateforme URANIE.
- Une modification élémentaire du plan d'expériences, qui est l'inversion d'une coordonnée de deux points du plan d'expériences.
- Un schéma tel que la température T_n à l'itération n soit $T_n = T_0 * c^n$, avec $c = 0.97$ et $T_0 = 1000$.

Un exemple de 20 points en deux dimensions ($N = 20$ et $d = 2$), dans l'hypercube $[0 ; 1]^2$ est montré dans la Figure II-2 suivante. Le plan d'expériences optimisé est amélioré avec une répartition plus uniforme des points dans le domaine d'étude par rapport au plan initial.

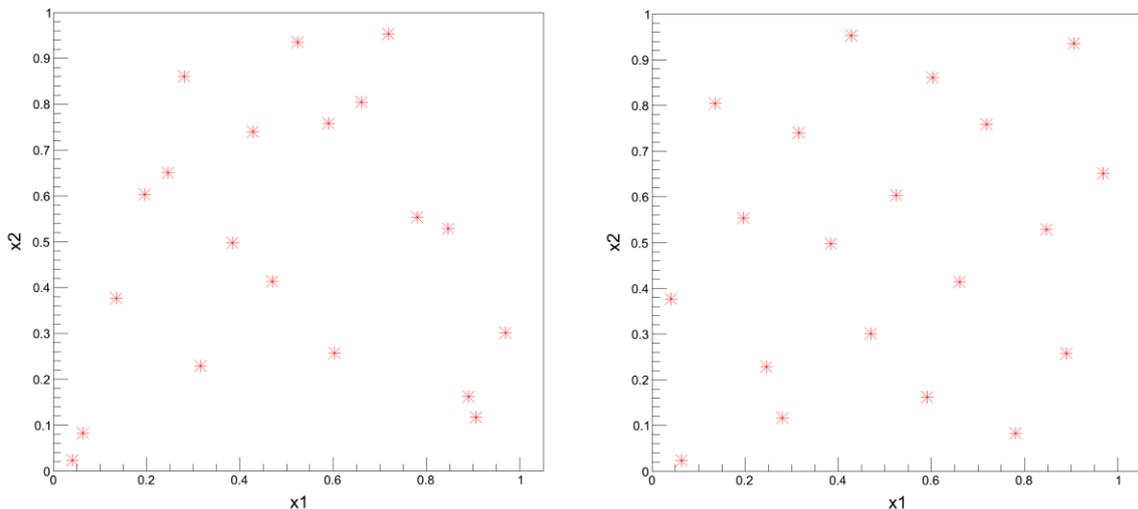


Figure II-2 – Plan LHD initial (g) et W^2 optimisé (d)

La Figure II-3 montre l'évolution du critère de discrédance pour cet exemple. Le comportement de l'algorithme est correct puisque des fluctuations importantes sont acceptées initialement. A l'inverse, avant la fin de l'algorithme, des fluctuations beaucoup plus faibles sont observées jusqu'à la convergence.

Cette méthode permet donc de produire des plans d'expériences LHD, couvrant efficacement le domaine d'étude tout en étant résistants à la réduction de dimensions. A partir des plans générés dans l'hypercube $[0; 1]^d$, il faut les dé-normaliser pour obtenir l'échantillonnage du domaine d'étude.

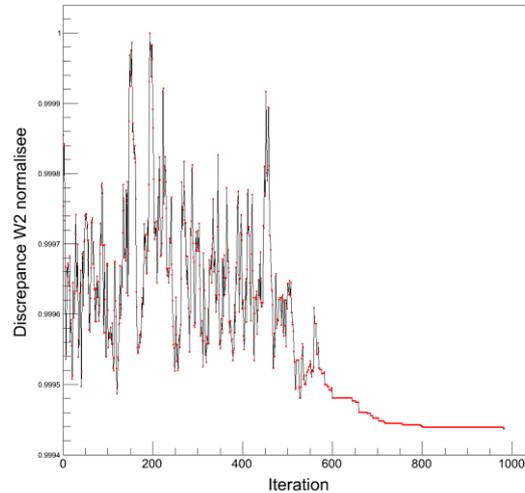


Figure II-3 – Évolution du critère W^2 (normalisé) lors de l'algorithme de recuit simulé (unité arbitraire)

II.5 Calculs neutroniques

L'échantillonnage optimisé du domaine d'étude est réalisé. A partir du jeu de données générique construit pour le schéma de calcul ERANOS, la plateforme URANIE est utilisée pour lancer un calcul neutronique pour chacun des points du plan d'expériences. Cet ensemble de calcul a été réalisé sur le cluster MEZEL, permettant de disposer de 128 nœuds simultanément.

L'ensemble des fichiers résultats est traité via des scripts Python pour constituer une base de données appelée dans la suite « base d'apprentissage ».

II.6 Construction des métamodèles neutroniques

La construction de la base d'apprentissage mène à la construction de métamodèles. Afin de réaliser une étude exploratoire à grands nombre de dimensions, un nombre important de calculs doivent être réalisés. Les analyses de sensibilité et les optimisations multicritères présentées par la suite nécessitent chacune environ 10^9 calculs. Une approche directe, même avec le schéma optimisé, n'est alors pas envisageable.

La solution de construire des modèles mathématiques de régression (ou métamodèles) a donc été retenue. L'objectif est de trouver une fonction de régression capable de reproduire fidèlement les résultats du code de calcul sur l'ensemble du domaine d'étude et donc de se substituer à lui, en un temps d'exécution quasi-négligeable ($10^{-2} - 10^{-3}$ s). On a défini 7 performances du cœur, en rapport avec l'économie, la durabilité et la sûreté. Les métamodèles vont servir à estimer chacune de ces performances en remplacement du code de calcul. La Table II-1 suivante résume les performances du cœur qui ont été retenues ; elles seront détaillées dans le chapitre III.

Performance	Abréviation	Définition	Optimisation	Classification
Inventaire plutonium	IPU	Quantité de plutonium nécessaire à la divergence	A minimiser	Coût
Perte de réactivité par cycle	DRHO	Perte de réactivité compensée par la remontée des barres de contrôle	A rapprocher de zéro	Sûreté
Production effective d'actinides mineurs	AMeff	Production des déchets à haute activité à vie longue	A minimiser	Durabilité
Gain de régénération	GR	Production effective de matière fissile pendant l'irradiation	A maximiser	Durabilité
Puissance linéique maximale	PLIN _{max}	Puissance maximale générée dans 1cm d'aiguille	A minimiser	Sûreté
Dose maximale sur la gaine	DPA _{max}	Endommagement de la gaine responsable de sa fragilisation	A minimiser	Sûreté
Contre-réaction sodium	CRNA	Changement de réactivité induit par la dilatation du sodium	A minimiser	Sûreté (acceptabilité)

Table II-1 – Performances neutroniques d'un cœur RNR-Na

Plusieurs familles de modèles de régression/interpolation existent pour faire face à cette problématique. Le détail de chacune de ces méthodes amènerait la discussion au-delà du cadre de ces travaux de thèse. On résume dans la suite trois grandes familles de modèles paramétriques envisagés pour ces travaux (pour plus de détails voir l'annexe VIII.1):

- *Les modèles polynomiaux* sont utilisés dans de nombreux travaux, et notamment dans la méthodologie FARM [40]. Un de leur principal avantage est leur simplicité d'utilisation et d'interprétation. S'ils sont très efficaces pour capturer la tendance globale de la sortie modélisée, leur précision locale peut être plus limitée.
- *Les processus gaussiens* sont utilisés dans l'ingénierie et notamment dans la méthodologie SDDS. Leur principal avantage est leur qualité d'interpolateur exact (le métamodèle passe exactement par tous les points de la base d'apprentissage). Cependant, la complexité et le coût de construction de ces modèles limite aujourd'hui leur utilisation à des études de faible dimensions (pas au-delà de 10).
- *Les réseaux de neurones artificiels* sont rapportés [117] comme ayant de très bonnes performances dans de nombreux domaines et applications. Il s'agit d'approximateurs universels, dont le coût de construction est peu élevé. Pour ces raisons, les réseaux de neurones ont été sélectionnés.

Les réseaux de neurones construits lors des travaux ont une architecture « à une couche cachée » comme montré en Figure II-4. Chacun des neurones de la couche cachée et de sortie est une fonction agrégative de type sigmoïde (Équation II-3). Le détail de ce type de métamodèle est donné en annexe VIII.1.2.

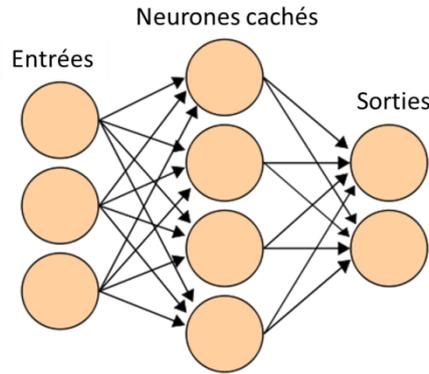


Figure II-4 – Structure des réseaux de neurones

$$y(\vec{x}) = g\left(\sum_{i=1}^d w_i x_i + \beta\right) \text{ with } g(\tau) = \frac{1}{1 + e^{-\tau/T}} \quad \text{Équation II-3}$$

Avec : g la fonction d'activation
 w_i les poids de la fonction, β son biais et T sa pente

L'ensemble de facteurs $\{w_i ; \beta ; T\}$ sont les paramètres de la fonction de régression à ajuster pour suivre au mieux les données de la base d'apprentissage. Pour ajuster ces paramètres, un algorithme de « rétro-propagation » [118] existant dans la plateforme URANIE est utilisé.

Pour chaque sortie d'intérêt, plusieurs réseaux de neurones sont construits, avec des nombres N_h différents de neurones dans la couche cachée. Le réseau ayant le meilleur coefficient de prédiction Q^2 (cf. II.7) est ensuite sélectionné. Avec une telle architecture, pour N_h neurones cachés, le nombre total de paramètres N_p à ajuster est donné par l'Équation II-4.

$$N_p = N_h (d + 3) + 2 \quad \text{Équation II-4}$$

II.7 Validation des métamodèles neutroniques

La qualité des réseaux de neurones construits doit être estimée. Le calcul de cette qualité peut être fait en se basant sur la base d'apprentissage (validation croisée [84], ou bootstrap [119]) ou en utilisant une deuxième base de données dite de *validation*. Les travaux de Lin [88] ont montré que seule la deuxième option permettait d'obtenir des estimations non biaisées de la qualité du métamodèle. Cependant, le principal inconvénient de cette méthode réside dans le surcoût associé à la construction de cette deuxième base de données.

Il existe différents estimateurs de la qualité d'un métamodèle [120]. Nous avons retenu deux estimateurs :

- L'estimateur Q^2 (Équation II-5) exprime le pourcentage de la variance de la sortie reproduite par le métamodèle [121]. Cet estimateur permet d'estimer la précision globale du métamodèle. La valeur minimale visée pour le coefficient de prédiction est de 95%.
- L'estimateur *MAX* (Équation II-6) correspond à la valeur maximale de l'erreur calculée sur la base de validation. Il donne une estimation locale de la qualité du métamodèle. La valeur maximale visée pour cet estimateur dépend de la sortie

considérée. L'objectif visé est d'obtenir une valeur du critère *MAX* équivalente à l'incertitude du modèle.

$$Q^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y} - y_i)^2} \quad \text{Équation II-5}$$

Avec : y_i la sortie du modèle au point i
 \tilde{y}_i la prédiction du métamodèle au point i
 \bar{y} la moyenne sur tous les y_i

$$MAX = \max (|y_i - \tilde{y}_i|) \quad \text{Équation II-6}$$

Le choix de la méthode de construction de la base de validation des métamodèles a été motivé par deux critères :

- Le calcul des estimateurs doit produire le moins de biais possible ; le gain d'information apporté par la base de validation doit être optimisé.
- La base de validation doit pouvoir servir de support à une amélioration séquentielle des métamodèles ; ainsi, on espère pouvoir s'assurer d'atteindre des critères de qualités satisfaisants.

La méthode implémentée est complémentaire de celle de planification d'expériences initiale. Inspiré des travaux d'Iooss et al. [115], l'objectif est de minimiser la discrédance W^2 du plan d'expériences initial. Un algorithme a été implémenté dans ce but (Équation II-7). A partir d'une séquence quasi Monte-Carlo à faible discrédance composée de N_c points, les N_v points de la base de validation sont sélectionnés séquentiellement pour minimiser la discrédance du plan initial.

Le but est de choisir les points de la base de validation les plus éloignés de l'ensemble de la base de construction et ainsi de calculer le plus fidèlement les estimateurs de qualité.

1. Pour chaque x_c parmi les N_c points :
 - a) Calculer $\Delta = W^2(x_i \cup x_c) - W^2(x_i)$
 - b) Sélectionner x_c tel que Δ soit minimal
2. Recommencer (1) N_v fois.

$$\text{Équation II-7}$$

Avec les paramètres suivants ($N = 20 ; N_v = 20 ; N_c = 2000 ; d = 2$), un exemple de résultats en deux dimensions est montré en Figure II-5.

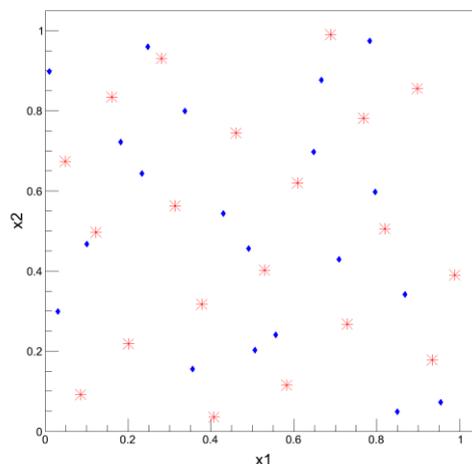


Figure II-5 – Base d'apprentissage (rouge) et base de validation optimisée (bleu)

II.8 Amélioration itérative des métamodèles neutroniques

Une fois les métamodèles construits et validés, il faut comparer leurs estimateurs de qualité avec les critères retenus. Si les métamodèles construits sont d'une qualité inférieure à nos critères, il est possible de : changer de type/structure de métamodèle, afin d'obtenir de meilleurs modèles de régression ou d'augmenter la taille de la base d'apprentissage pour améliorer la prédiction des métamodèles.

La première option qui relève d'une démarche d'optimisation manuelle des métamodèles n'est pas immédiate. Choisir le métamodèle pouvant améliorer la prédiction sur une certaine réponse n'est pas trivial, et rien n'assure que ce type de métamodèle améliorera la prédiction d'une autre réponse. Cette option n'est pas retenue.

La seconde option correspond à notre approche. En effet, les deux bases de données, d'apprentissage et de validation, ont été construites de façon à maximiser la prise d'information sur le domaine d'étude. La démarche proposée est la suivante :

1. Si le pouvoir de prédiction du métamodèle est inférieur à 95%, on sélectionne les N_T points de la base de validation, où l'erreur du métamodèle est maximale.
2. Ces N_T points sont transférés dans la base d'apprentissage.
3. Pour chaque point transféré, on ajoute deux points à la base de validation ; ainsi, les deux bases de données restent de taille équivalente. La position de ces deux nouveaux points est choisie dans le voisinage des points transférés.
4. Les deux nouvelles bases de données obtenues servent à la construction d'un nouveau métamodèle de type réseau de neurones.
5. Les étapes 1 à 4 sont répétées tant que le critère de qualité n'est pas atteint.

Cette démarche a été testée sur des cas tests :

- Un cas test à deux dimensions pour vérifier l'intérêt de la méthode.
- Un cas test à cinq dimensions pour vérifier le bon comportement de la méthode dans des domaines d'étude plus larges.
- Un cas test présentant de nombreuses variables non influentes pour vérifier la robustesse de la méthode.

Il faut noter ici que nous n'avons pas cherché dans cette étude à comparer les résultats obtenus après augmentation itérative de la taille des bases de données avec les résultats qui seraient obtenus en « one-shot » (c'est-à-dire avec des bases de données initialement plus grandes). En effet, le contexte de notre étude est le remplacement par des métamodèles de codes de calcul coûteux, ainsi l'objectif est d'optimiser au maximum le gain d'information issu des bases de données initiales plutôt que de reconstruire totalement de nouvelles bases.

II.8.1 Cas test à deux dimensions : la fonction Cosine2

On cherche à construire un métamodèle capable de reproduire fidèlement la fonction Cosine2 (Équation II-8 et Figure II-6).

$$g(x_1, x_2) = \cos(10x_1) + \sin(10x_2) + x_1x_2 \quad \{x_1; x_2\} \in [0; 1]^2 \quad \text{Équation II-8}$$

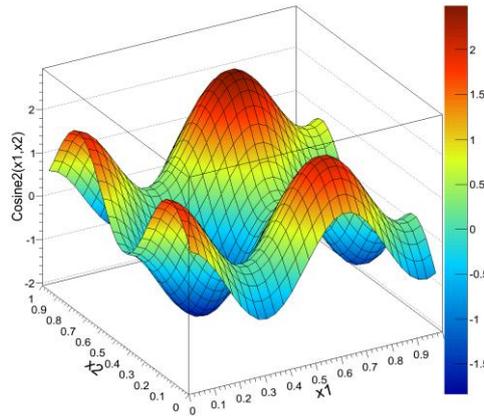


Figure II-6 – Représentation 3 dimensions de la fonction Cosine2

A partir d'une base d'apprentissage à faible discrétance de 15 points, un premier réseau de neurones est construit. Le pouvoir de prédiction Q^2 et l'erreur maximale MAX sont calculés sur une base de validation de même taille. Une séquence quasi-Monte Carlo de type Hammersley de 2500 points est utilisée pour calculer les "vraies" valeurs (estimateurs non biaisés) de ces deux estimateurs. Plusieurs séquences d'améliorations séquentielles sont réalisées en augmentant la taille de chaque base de données de 2 points à chaque étape.

Les résultats obtenus sont montrés en Figure II-7. L'augmentation progressive de la taille des bases de données mène à une amélioration significative des métamodèles :

- Les critères calculés (courbes bleues) sont nettement améliorés ; le Q^2 passe de 60% à plus de 99%, et le critère MAX passe de 2.25 à 0.5.
- Les écarts entre critère calculé et la vraie valeur de l'estimateur ont tendance à se réduire avec les améliorations successives.

La méthode suggérée permet donc d'améliorer significativement la qualité des métamodèles construits tout en réduisant le biais sur la mesure de cette qualité.

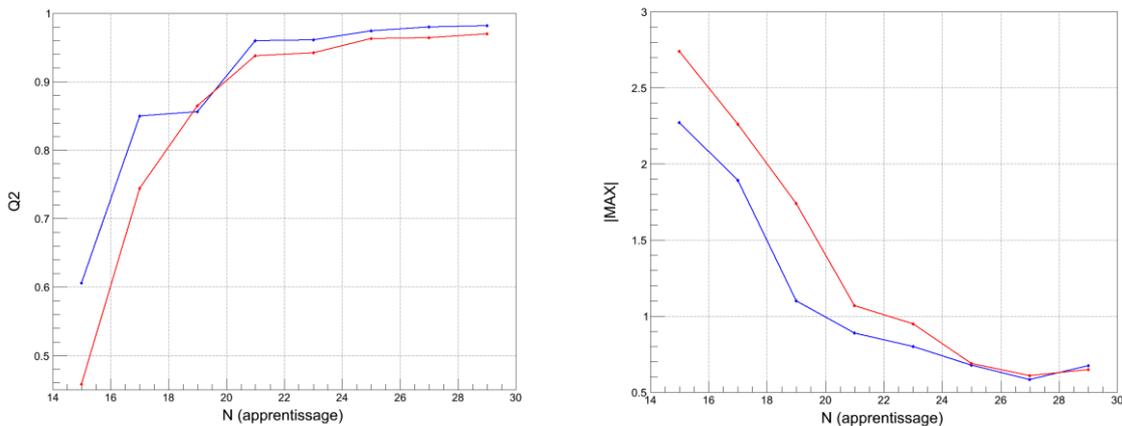


Figure II-7 – Amélioration itérative de métamodèle sur la fonction Cosine2 (bleu) estimateurs calculés (rouge) vraies valeurs

II.8.2 Cas test à 5 dimensions : la fonction g-Sobol

La méthode est appliquée à la fonction g-Sobol en 5 dimensions (Équation II-9). Deux plans d'expériences de 50 points ont été créés ; puis, leur taille a été augmentée de 5 points à chaque étape.

Les résultats (Figure II-8) confirment que l'algorithme séquentiel est effectif. Après deux itérations, le pouvoir de prédiction Q^2 est très bien estimé ; avec quelques itérations supplémentaires, le pouvoir de prédiction dépasse les 95%. L'erreur maximale produite par le métamodèle est aussi fortement réduite, et mieux estimée avec l'augmentation de la taille des bases de données.

$$g(x) = \sum_{i=1}^5 \frac{|4x_i - 2| + i}{1 + i} \tag{Équation II-9}$$

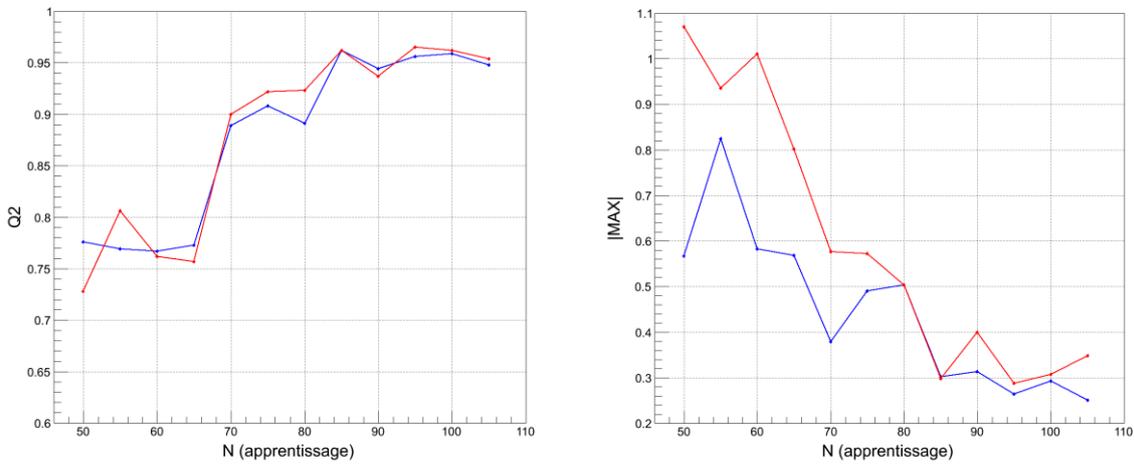


Figure II-8 – Amélioration séquentielle de métamodèle sur la fonction gSobol-5d (bleu) estimateurs calculés (rouge) vraies valeurs

II.8.3 Cas test avec des variables non influentes : la fonction Cosine2

La fonction Cosine2 précédente est utilisée dans un espace à 12 dimensions, dans lequel 10 variables n'agissent pas sur la sortie. Les résultats (Figure II-9) valident la méthode dans une telle configuration. Avec $N = N_p = 200$ points initiaux, et des rajouts successifs de $N_T = 10$ points, le pouvoir de prédiction augmente de manière continue alors que l'erreur locale maximale décroît fortement. La méthode est donc a priori applicable à notre cas d'étude.

Une amélioration envisageable est l'utilisation de méthodes d'analyse de sensibilité en support. A chaque itération de la méthode, les métamodèles permettraient d'accéder aux variables influentes et donc serviraient à guider le placement de nouveaux points dans le domaine d'étude.

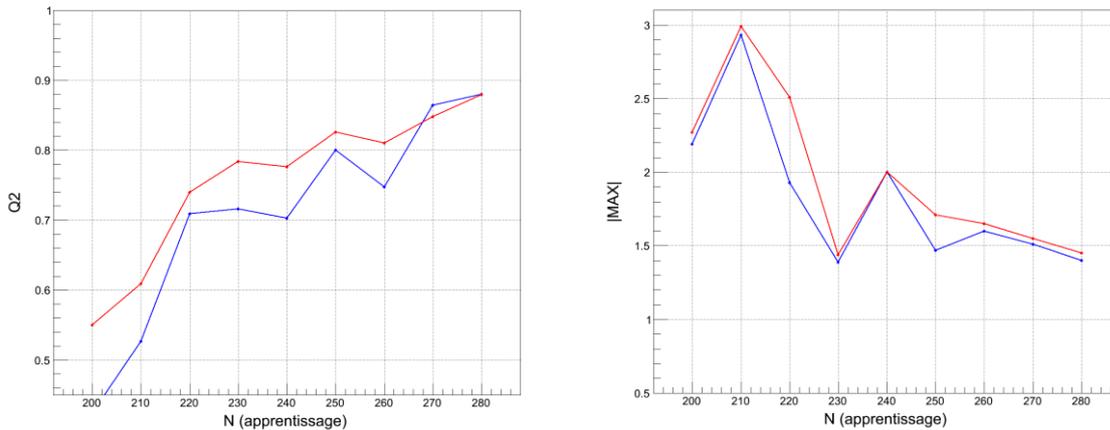


Figure II-9 – Amélioration itérative de métamodèle sur la fonction Cosine2 avec 10 variables non influentes (bleu) estimateurs calculés (rouge) vraies valeurs

II.9 Analyses globales de sensibilités des modèles neutroniques

Pour chacune des performances neutroniques, une analyse globale de sensibilité est réalisée. Les métamodèles construits et validés aux étapes précédentes permettent de calculer les indices de Sobol (cf. chapitre I). Ainsi pour chacun des métamodèles construits, plusieurs milliards de calculs peuvent être réalisés. Les résultats de ces calculs permettent d'avoir accès aux variances conditionnelles des sorties et d'obtenir les indices de Sobol d'ordre premier et total.

Cette méthode permet de faire le tri entre les variables influentes et non-influentes pour chacune des performances. La variable sera considérée influente si l'indice de Sobol d'ordre 1 excède 1% de la variance totale.

La sélection des variables influentes permet de réduire le domaine d'étude. Cette réduction du nombre de paramètres sert à une démarche d'aide à la conception. Des exemples de configurations issues de ces analyses globales de sensibilité sont produits dans le chapitre III du présent manuscrit. Des analyses graphiques permettent ainsi d'obtenir des solutions alternatives améliorant certaines performances de la configuration de référence.

II.10 Définition d'un schéma de calcul thermo-hydraulique

Des scénarios accidentels sont étudiés, en particulier les transitoires de perte de débit. L'objectif est de pouvoir intégrer le circuit primaire du sodium dans notre modèle, et ainsi caractériser le comportement naturel du cœur lors de ces transitoires (assurer un comportement naturel favorable est un des objectifs assignés au cœur ASTRID).

Le code de calcul de référence est CATHARE. Un calcul référence CATHARE nécessite un chaînage avec un code de neutronique pour le transfert des données de puissance des assemblages du cœur, et des données de contre-réactions neutroniques.

Les difficultés rencontrées pour réaliser ce chaînage sont de deux types :

- Le volume de données à transmettre entre les deux codes est important.
- De plus, le temps de calcul d'un calcul neutronique est long (plusieurs heures) comparé à un calcul CATHARE (moins d'une heure).

Afin de limiter le volume de données, un schéma de calcul simplifié CATHARE a été développé. La quantité de données à transmettre a été divisée par 10. La validation complète de ce schéma de calcul est présentée au chapitre IV.

Le problème du temps d'exécution d'un calcul neutronique a été résolu en utilisant des métamodèles pour réaliser le chaînage, comme présenté dans la section suivante.

II.11 Construction des métamodèles pour le chaînage neutronique / thermo-hydraulique

La réduction du volume de données à transmettre permet de réaliser le chaînage neutronique et thermo-hydraulique à partir de métamodèles. L'objectif est de substituer le code de calcul ERANOS par un ensemble de réseaux de neurones. Chacune des données nécessaires au chaînage est générée par ces métamodèles plutôt que directement par le code. Ceci permet ensuite de lancer de nombreux calculs CATHARE, indépendamment du nombre de calculs ERANOS. Les métamodèles développés pour le chaînage ont été construits en utilisant les mêmes bases de données que celles utilisées pour construire les métamodèles des performances du cœur ; aucun calcul ERANOS supplémentaire n'a donc été nécessaire.

II.12 Lancement des calculs thermo-hydrauliques

Le chaînage basé sur les métamodèles permet de construire des bases de données sur le même espace d'étude que la neutronique. Les trente paramètres de conception du cœur sont échantillonnés de façon à minimiser la discrétance W^2 dans le domaine d'étude. Pour chacun des points de ce plan d'expériences, les métamodèles pour le chaînage sont instanciés et produisent les données de puissance et de contre-réactions nécessaires au calcul CATHARE. Les calculs de transitoires CATHARE (trois ont été étudiés : ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS ; ils seront définis au chapitre IV) peuvent ensuite être lancés. Les résultats sont ensuite traités pour constituer la base d'apprentissage des métamodèles de thermo-hydraulique.

II.13 Constructions et validation des métamodèles de thermo-hydraulique et analyses de sensibilité

Les bases de données d'apprentissage, construites à partir de 12000 calculs CATHARE, ont permis de construire trois métamodèles, chacun étant capable de reproduire la température maximale atteinte par le sodium dans chacun des transitoires de perte de débit considérés. Ces métamodèles ont été validés sur des bases de validation indépendantes, construites de la même façon que précédemment (minimisation de la discrétance).

Les métamodèles construits permettent ensuite de calculer les indices de Sobol associés à chaque variable pour chacun des critères considérés. Les variables ayant une influence au premier ordre supérieure à 1% de la variance totale sont considérées comme ayant une influence non négligeable.

II.14 Optimisation multicritère et multi-physique

Les données issues des analyses de sensibilité permettent de dégager des tendances sur les configurations de cœur potentiellement intéressantes. Cependant, ce type de démarche est limité ; définir une configuration dans un espace d'étude à trente dimensions est une tâche complexe. De plus, rien n'assure que d'autres configurations avec de meilleures performances n'existent pas.

On se propose alors de réaliser une optimisation, au sens strict, des configurations de cœurs. Les métamodèles des performances neutroniques et thermo-hydrauliques construits précédemment permettent d'utiliser des algorithmes d'optimisation multicritères dédiés qui permettront de générer l'ensemble du front de Pareto.

Ce front de Pareto, constitué de configurations optimales nous permet alors :

- De définir des configurations optimales de cœur répondant à différentes contraintes.
- De quantifier les antagonismes entre performances. On se propose de réaliser une analyse statistique simple du Front de Pareto, en calculant les coefficients de Spearman de chaque performance. Ces indices permettent de quantifier la monotonie de la variation d'une performance y_i selon les variations d'une autre performance y_j (corrélation linéaire sur les rangs).
- De valider les métamodèles et les résultats d'optimisation globalement. Un sous échantillon du front de Pareto est sélectionné et ces configurations sont recalculées en utilisant la vraie chaîne de calcul plutôt que les métamodèles. On s'assure ainsi de la qualité des résultats dans la zone optimale.

II.15 Codes utilisés

II.15.1 ERANOS

Les calculs de neutronique de ces travaux de thèse ont été effectués avec le code ERANOS2.1 (European Reactor Analysis Optimized code System [43]). Il a été développé au CEA pour la modélisation des réacteurs rapides dans le cadre d'une collaboration européenne. Il s'agit d'un code déterministe qui a été benchmarké grâce à l'expérience française en matière de réacteur rapides (réacteurs Phénix et Superphénix principalement). Un calcul ERANOS se découpe en plusieurs étapes. Les calculs de sections efficaces à l'échelle de la cellule sont réalisés avec le module ECCO. Ce module effectue une résolution de l'équation du transport avec une méthode des sous-groupes. A cette échelle les géométries de l'assemblage peuvent être représentées de manière homogène ou hétérogène. Cependant, dans l'immense majorité des cas une géométrie homogène est suffisante. Les données nucléaires de bases nécessaires à ce type de calculs proviennent de la librairie européenne JEFF3.1.1. L'essentiel des calculs de cœurs, est constitué de la résolution de deux équations, l'équation de Boltzmann pour le transport des neutrons, couplée avec celle de l'équation de Bateman pour les calculs d'évolution du combustible. L'équation de Boltzmann peut être résolue dans les théories du transport ou de la diffusion, pour différents type de géométries, 1D, 2D-RZ, 2D-XY, 3D-XYZ ou 3D-hexagonale Z. Elle permet principalement d'obtenir le flux de neutrons en chaque point du cœur, ce qui permet ensuite de faire des calculs de burn-up via la résolution de l'équation de Bateman. Ce code est utilisé pour la caractérisation fine des cœurs, et est aujourd'hui le code de référence pour les calculs de neutronique de la phase avant-projet d'ASTRID. Ses principaux intérêts sont sa qualification extensive et quantitative, sa flexibilité, et sa rapidité d'exécution (comparé aux codes stochastiques). Un calcul "Best Estimate" d'un cœur,

comportant évolution, plan de chargement et contre-réactions dure cependant environ 48 heures sur un PC actuel. Les spécificités des calculs neutroniques pour les réacteurs rapides seront explicitées au chapitre III.

II.15.2 CATHARE

Le code CATHARE a été utilisé dans les présents travaux pour la modélisation en régime nominal et accidentel des cœurs de RNR-Na ainsi que de leur circuit primaire. Il a été initialement créé pour la simulation thermo-hydraulique des réacteurs à eau pressurisée (REP et REB). Les modules CATHARE sont tous basés sur des modèles à deux fluides à six équations : équation de la masse, de l'énergie et de la vitesse pour chacune des deux phases, liquide et gazeuse. Une version de CATHARE a par la suite est adaptée pour modéliser les réacteurs refroidis au sodium. L'ensemble du système peut être représenté : cœur, système primaire, secondaire et tertiaire (incluant pompes, turbines, générateurs de vapeur).

La modélisation du cœur fait appel à une représentation simplifiée. L'appellation multicanaux fait référence à cette modélisation. En effet, les quelques centaines d'assemblages constituant un cœur sont regroupées en « dérivation » qui permettent de représenter un ensemble d'assemblage par un assemblage « moyen ». Le processus de regroupement des assemblages (ou mise en dérivation) est un procédé encore fait manuellement, principalement guidé par la notion de zones de débit d'un RNR-Na. L'aspect cinétique du cœur est modélisé par un modèle cinétique point utilisant 8 groupes de neutrons retardés. Les coefficients de contre-réactions utilisés par ce modèle cinétique point seront explicités dans le chapitre III sur la neutronique.

La version de CATHARE2 utilisée pour la modélisation des RNR-Na a été validée par de nombreuses expériences [122]. CATHARE est l'outil de calcul scientifique de référence de thermo-hydraulique système pour le projet ASTRID.

II.15.3 ROOT/URANIE

La plateforme ROOT [123] est un projet « orienté objet » pour la manipulation et l'analyse de données à grande échelle. Elle est développée par le CERN, notamment pour son utilisation sur les données expérimentales produites au LHC. Elle fournit principalement :

- Un système efficace de stockage, accès aux données ainsi que leur extraction.
- Un interpréteur C++.
- De nombreux algorithmes d'analyse statistique avancée (histogrammes multidimensionnels, régression, minimisation, etc.).
- Des outils de visualisation des résultats, avec des graphiques 2D et 3D.
- Une interface graphique avancée.

URANIE [124] est la plateforme d'incertitudes développée au CEA, basée sur la plateforme ROOT. Elle fournit une bibliothèque de classes et d'algorithmes, intégrées dans ROOT, pour la propagation d'incertitudes, la qualification des codes de calculs, l'optimisation sous contraintes, l'analyse de sensibilité et bien d'autres. Une vue générale de l'architecture d'URANIE est montrée en Figure II-10.

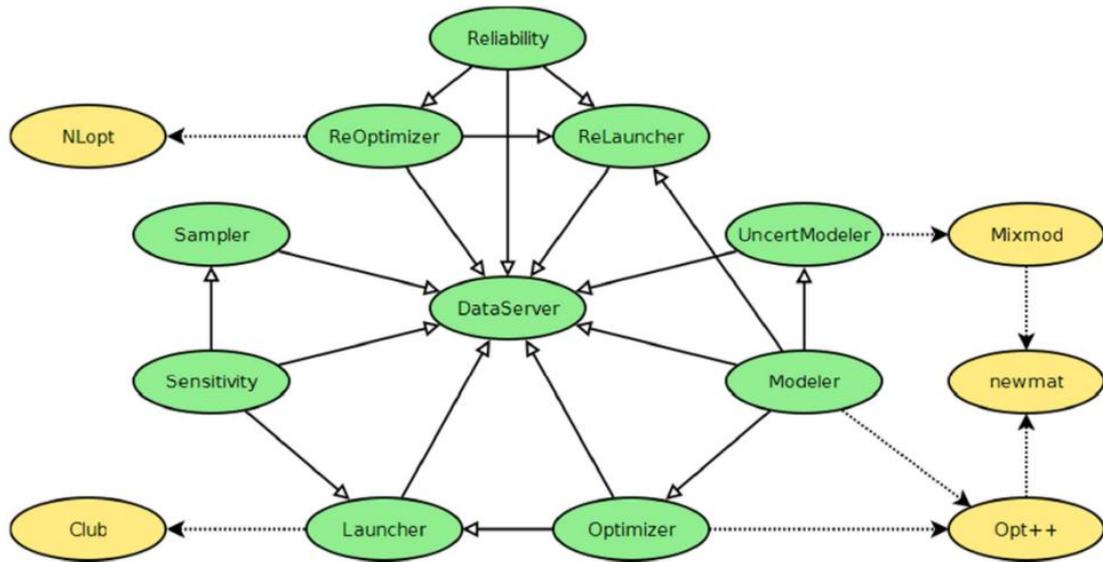


Figure II-10 - Architecture d'URANIE

Cette plateforme est composée de plusieurs modules dont les principaux, utilisés dans les travaux de thèse sont les suivants.

- *DataServer* : le module *DataServer* contient la structure de stockage des données sous URANIE. Il est en charge de l'écriture, la manipulation, et la visualisation des données.
- *Sampler* : ce module permet de générer des jeux de données à partir de variables aléatoires. Ces variables aléatoires peuvent être échantillonnées de manière indépendante ou corrélée selon de nombreuses lois de distribution (uniforme, normale, log-normale, exponentielle etc.).
- *Launcher* : le module *Launcher* permet de faire l'interface entre URANIE et les différents codes de calculs utilisés. Ce module va récupérer des données dans un objet *DataServer*, les envoyer dans un modèle (code) numérique défini, lancer les calculs associés et enfin récupérer les résultats pour les stocker dans l'objet *DataServer* initial. Il permet ainsi d'automatiser et distribuer le lancement et traitement de plusieurs centaines (milliers) de calculs.
- *Modeler* : le module *Modeler* permet de construire des modèles d'analyses statistiques, et notamment des métamodèles. Plusieurs bibliothèques sont disponibles, et incluent des modèles de types polynomiaux, de krigage, des réseaux de neurones.
- *Sensitivity* : ce module permet l'analyse de sensibilité de modèles numériques. Plusieurs méthodes sont disponibles, notamment des méthodes de screening (Moris), de régression, ou de calculs des indices de Sobol.
- *Optimizer* : ce module permet l'optimisation (minimisation et maximisation) de différents objets, principalement des fonctions prédéfinies mais aussi directement des sorties de codes de calculs. La bibliothèque présente dans URANIE permet aussi bien les optimisations monocritères que multicritères, et inclut également la possibilité d'ajouter des contraintes au problème d'optimisation.

II.16 Conclusions

Ce chapitre présente la méthodologie mise en œuvre pour le développement, la validation, puis le chaînage de métamodèles de neutronique et de thermo-hydraulique.

La méthode repose sur la capacité à construire des métamodèles capables de reproduire fidèlement les différentes sorties des codes. Différentes méthodes ont été développées et implémentées pour construire de tels modèles de substitution.

Les planifications d'expériences, tant de la base d'apprentissage que de validation, ont été optimisées pour couvrir au mieux le domaine d'étude. Une méthode d'amélioration séquentielle de ces bases de données a été proposée et testée avec succès sur différents cas tests.

Les métamodèles de grande précision construits, permettent de baser plusieurs méthodes pour réaliser un outil d'aide à la préconception des cœurs, appliqué ici au concept CFV :

- Des analyses de sensibilité permettent d'identifier les variables influentes sur les performances définies et donc réduisent la taille du domaine d'étude.
- La construction de métamodèles pour le chaînage permet de réaliser une étude multi-physique neutronique et thermo-hydraulique, pour estimer en phase exploratoire de préconception le comportement du cœur lors de transitoires thermo-hydrauliques dimensionnants.
- Des optimisations multicritères basées sur les métamodèles des performances permettent de dégager le front de Pareto contenant l'ensemble des solutions optimales contenues dans le domaine d'étude. Des informations statistiques en support à la préconception peuvent en être tirées : performances antagonistes et validité des métamodèles dans la zone optimale.

III. Modèle neutronique

III.	MODÈLE NEUTRONIQUE	68
III.1	INTRODUCTION.....	71
III.2	ÉLÉMENTS DE PHYSIQUE DES CŒURS DE RÉACTEURS À NEUTRONS RAPIDES	71
III.2.1	<i>Preamble</i>	71
III.2.2	<i>Données nucléaires – Calculs de sections efficaces</i>	72
III.2.3	<i>Calculs de flux</i>	73
III.2.3.1	Equation du transport	73
III.2.3.2	Equation de la diffusion.....	75
III.2.4	<i>Calculs de burn-up</i>	75
III.2.5	<i>Contre-réactions neutroniques</i>	76
III.2.5.1	Effet Doppler	76
III.2.5.2	Effets de densité des matériaux	77
III.2.5.2.1	Dilatation sodium	77
III.2.5.2.2	Dilatation des structures	78
III.2.5.2.3	Dilatation combustible	79
III.2.5.2.4	Effet sommier	79
III.2.5.2.5	Effet de dilatation différentielle cœur-cuve-barres	79
III.2.5.2.6	Effet plaquettes	80
III.3	OBJET DE L'ÉTUDE	81
III.3.1	<i>Objectifs de sûreté du cœur ASTRID</i>	81
III.3.2	<i>Cœur CFV</i>	81
III.4	CONCEPTION D'UN CŒUR CFV	84
III.4.1	<i>Introduction</i>	84
III.4.2	<i>Remontage du cœur CFV</i>	84
III.4.2.1	Remontage radial	84
III.4.2.2	Remontage axial	87
III.4.2.3	Composition du combustible	89
III.5	SCHÉMA DE CALCUL	91
III.5.1	<i>Description des calculs de référence</i>	91
III.5.2	<i>Description du schéma optimisé</i>	92
III.5.2.1	Etape 1 : Recherche d'enrichissement	92
III.5.2.2	Etape 2 : Calcul du cycle à l'équilibre.....	93
III.5.2.3	Etape 3 : Calcul des contre-réactions.....	94
III.5.3	<i>Validation du schéma optimisé</i>	95
III.6	CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES	100
III.6.1	<i>Définition des sorties d'intérêts</i>	100
III.6.2	<i>Planification d'expériences</i>	101
III.6.3	<i>Résultats – Validation des métamodèles</i>	102
III.7	AIDE À LA PRÉCONCEPTION	105
III.7.1	<i>Analyse de sensibilité</i>	105
III.7.1.1	Inventaire plutonium.....	105
III.7.1.2	Production d'actinides mineurs.....	106
III.7.1.3	Perte de réactivité par cycle	107
III.7.1.4	Puissance linéique maximale	107
III.7.1.5	Endommagement de la gaine.....	108
III.7.1.6	Gain de régénération.....	109
III.7.1.7	Coefficient de contre-réaction sodium	110
III.7.2	<i>Propositions de configurations</i>	111
III.7.2.1	Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles ».....	113
III.7.2.2	Configuration dite « durable »	118
III.8	CONCLUSIONS	122

Figures

FIGURE III-1 : REPRÉSENTATION SCHÉMATISÉE DE LA DILATATION DIFFÉRENTIELLE	80
FIGURE III-2 – COUPE AXIALE D’UN CŒUR CFV	82
FIGURE III-3 – COUPE RADIALE D’UN CŒUR CFV-V1	82
FIGURE III-4 – COUPE RADIALE D’UNE AIGUILLE COMBUSTIBLE	85
FIGURE III-5 – RÉSEAU HEXAGONAL D’AIGUILLES EXEMPLE À $NC_{AIG}=3$	85
FIGURE III-6 – REPRÉSENTATION D’UN RÉSEAU D’ASSEMBLAGES	86
FIGURE III-7 – COURBE D’EFFICACITÉ DES BARRES ABSORBANTES (BLEU) COURBE RÉFÉRENCE CFV-V1 (ROUGE) COURBE CALCULÉE EN DIFFUSION RECALÉE	94
FIGURE III-8 – ECARTS ABSOLUS (À GAUCHE) ET RELATIFS (À DROITE) PAR ASSEMBLAGE.....	97
FIGURE III-9 – EVOLUTION DE L’INVENTAIRE PLUTONIUM EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	105
FIGURE III-10 – EVOLUTION DE LA PRODUCTION D’ACTINIDES MINEURS EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	106
FIGURE III-11 – EVOLUTION DE LA PERTE DE RÉACTIVITÉ PAR CYCLE EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	107
FIGURE III-12 – EVOLUTION DE LA PUISSANCE LINÉIQUE MAXIMALE EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS	108
FIGURE III-13 – EVOLUTION DE L’ENDOMMAGEMENT MAXIMUM DE LA GAIN EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	109
FIGURE III-14 – EVOLUTION DU GAIN DE RÉGÉNÉRATION EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	110
FIGURE III-15 – EVOLUTION DE LA CONTRE-RÉACTION SODIUM EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	111
FIGURE III-16 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE NC_{AIG} ET R_{EXT}	112
FIGURE III-17 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE R_{FISINF} ET R_{FISSUP}	114
FIGURE III-18 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE D_{FIL} ET T_{CYCLE}	115
FIGURE III-19 – VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTIONS DES RAYONS INTERNES DES PASTILLES	116
FIGURE III-20 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DU TAUX D’ACTINIDES MINEURS DANS LES ZONES FISSILES ET FERTILES	118
FIGURE III-21 - VARIATIONS DES PERFORMANCES EN FONCTION DE H_{FISINF} ET H_{PFI}	120

Tables

TABLE III-1 – PARAMÈTRES RADIAUX DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLES	84
TABLE III-2 – PARAMÈTRES AXIAUX DES ASSEMBLAGES COMBUSTIBLES	87
TABLE III-3 – PARAMÈTRES DE COMPOSITION DU COMBUSTIBLE D’UN CŒUR CFV	89
TABLE III-4 – VECTEUR ISOTOPIQUE DE L’ UO_2	90
TABLE III-5 – VECTEUR ISOTOPIQUE DU PuO_2	90
TABLE III-6 – VECTEUR ISOTOPIQUE DE L’ AMO_2	90
TABLE III-7 – CARACTÉRISTIQUES DES TROIS CONFIGURATIONS BENCHMARKS.....	95
TABLE III-8 – VALIDATION DES RÉSULTATS POUR LA CONFIGURATION CFV-V1.....	96
TABLE III-9 – VALIDATIONS DES CONTRE-RÉACTIONS EN FIN DE CYCLE À L’ÉQUILIBRE	96
TABLE III-10 – DIFFÉRENCES ENTRE CONFIGURATIONS RÉFÉRENCE ET GÉNÉRÉES	97
TABLE III-11 – VALIDATIONS DU SCHÉMA DE CALCUL POUR LA CONFIGURATION CFV-V0.....	98
TABLE III-12 – VALIDATION DU SCHÉMA DE CALCUL POUR LA CONFIGURATION CFV-V2	98
TABLE III-13 – ERREUR DU SCHÉMA DE CALCUL SUR LES TROIS BENCHMARKS	99
TABLE III-14 – DÉFINITION DES PERFORMANCES D’UN CŒUR RNR-NA	100
TABLE III-15 – DOMAINE D’ÉTUDE DES MÉTAMODÈLES NEUTRONIQUES.....	103
TABLE III-16 – RÉSULTATS ET VALIDATIONS DE MÉTAMODÈLES.....	104
TABLE III-17 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR L’INVENTAIRE PLUTONIUM	105
TABLE III-18 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PRODUCTION D’ACTINIDES MINEURS.....	106
TABLE III-19 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PERTE DE RÉACTIVITÉ.....	107
TABLE III-20 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA PUISSANCE LINÉIQUE MAXIMALE.....	108
TABLE III-21 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA DOSE MAXIMALE SUR LA GAINE	109
TABLE III-22 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LE GAIN DE RÉGÉNÉRATION	110
TABLE III-23 - PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA CONTRE-RÉACTION SODIUM	111
TABLE III-24 – RÉCAPITULATIF DES ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉ : PARAMÈTRES INFLUENTS LES PERFORMANCES NEUTRONIQUES	112
TABLE III-25 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES » (1).....	114

TABLE III-26 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES » (2).....	115
TABLE III-27 – CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES » FINALE	116
TABLE III-28 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES »	117
TABLE III-29 – CONFIGURATION DITE « DURABLE » (1)	119
TABLE III-30 - CONFIGURATION DITE « DURABLE » (2).....	119
TABLE III-31 - CONFIGURATION DITE « DURABLE » (FINALE)	120
TABLE III-32 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « DURABLE ».....	121

Résumé

Ce chapitre détaille le modèle neutronique développé et utilisé dans nos travaux. A partir d’une image référence du cœur CFV (la version v1), un modèle géométrique de remontage du cœur a été construit à partir d’une trentaine de paramètres de conception. Ce modèle géométrique est associé à un schéma de calcul optimisé nécessitant 8 fois moins de ressources informatiques que le schéma « Best-Estimate ».

La combinaison de ces deux modèles est ensuite validée sur les trois benchmarks disponibles (les versions v0, v1 et v2 du cœur CFV). Les résultats de cette validation sont satisfaisants : les écarts sur les caractéristiques *globales* des cœurs sont inférieurs aux incertitudes du schéma de référence. Les valeurs *locales* sont moins bien représentées mais les écarts restent toutefois acceptables.

Ces développements ont permis par la suite la construction de bases de données. Les métamodèles construits grâce à ces bases sont capables de se substituer au schéma de calcul, sur un large espace d’étude à 30 dimensions, correspondant aux paramètres de conception.

Ces métamodèles, au temps d’appel très courts (0.01s) et de grande précision (supérieure à 95%) ont permis des analyses de sensibilité montrant l’influence importante sur les performances du cœur d’une dizaine de paramètres parmi les 30 initiaux. Ils ont également servi à la proposition de deux configurations aux performances très différentes : une première présentant des estimateurs de sûreté améliorés par rapport à la référence, et une seconde pour laquelle l’utilisation du combustible est optimisée (meilleur gain de régénération et destruction des déchets à vie longue).

III.1 Introduction

Le modèle neutronique est présenté dans ce chapitre. L'implémentation des métamodèles et leur utilisation pour le pré-dimensionnement d'un cœur sont également détaillées. Ce modèle a pour but d'accéder rapidement aux principales propriétés inhérentes et performances d'un cœur de type CFV. Il permet d'explorer une large gamme de configurations géométriques. Il sert ensuite de base à la mise au point de métamodèles. L'objectif de ces métamodèles n'est pas de remplacer le modèle physique mais de s'y substituer (momentanément) afin de réaliser des études autrement impossibles par des moyens déterministes standards.

Ce chapitre débute par un rappel sur des notions de physique des cœurs de réacteurs à neutrons rapides (III.2), puis décrit le cœur référence de cette étude (III.3) ainsi que le modèle géométrique développé pour le représenter (III.4). Le schéma de calcul neutronique implémenté est ensuite détaillé et validé (III.5). Les métamodèles utilisés en substitution de ce modèle sont détaillés et validés (III.6), et conduisent à une analyse globale de sensibilité (III.7). Enfin, ces métamodèles permettent de proposer deux configurations de cœur dont certaines performances sont améliorées par rapport aux références actuelles.

III.2 Éléments de physique des cœurs de réacteurs à neutrons rapides

III.2.1 Préambule

Un cœur de réacteur à neutrons rapides produit de la chaleur via une réaction en chaîne neutronique. La génération d'énergie d'origine nucléaire est donnée macroscopiquement par l'Équation III-1 suivante.

$$P_{th} = \Phi \cdot \Sigma_f \cdot \varepsilon_f$$

Avec : Φ le flux neutronique dans le cœur (neutron/cm²/s)

Σ_f la section efficace macroscopique de fission (cm⁻¹)

ε_f l'énergie moyenne libérée par fission (eV)

Équation III-1

Le principe de réaction en chaîne est le suivant : une fission est induite par l'interaction d'un neutron avec un noyau fissile (²³⁹Pu) ; cette fission va produire deux noyaux fils (produits de fission), dont l'énergie cinétique compose l'essentiel de l'énergie ε_f , ainsi que entre 2 et 3 neutrons.

Ces neutrons émis vont interagir avec la matière composant le cœur de plusieurs façons :

- Fission : le neutron est absorbé par un noyau fissile libérant à nouveau de l'énergie et participant à la réaction en chaîne. Le spectre rapide d'un réacteur refroidi au sodium autorise d'ailleurs la fission de noyaux lourds (non fissiles en spectre thermique) permettant la transmutation de ces actinides.
- Capture : le neutron est absorbé par un noyau sans provoquer de fission. Cette capture peut se faire soit sur un noyau composant les structures et absorbants du cœur (capture dite stérile) ou sur un noyau fertile (typiquement ²³⁸U) dont la résultante est alors un noyau fissile. La matière fissile est alors « régénérée ».
- Diffusion : Le neutron interagit avec un noyau, et lui transfère une partie de son énergie cinétique. Le neutron est ralenti par l'interaction. La distribution en énergie des neutrons dans le cœur est appelé « spectre neutronique ».

- Fuite : Le neutron sort du cœur du réacteur et est alors perdu pour la réaction en chaîne.

III.2.2 Données nucléaires – Calculs de sections efficaces

La section efficace σ est une grandeur physique liée à la probabilité d'interaction d'une particule incidente avec une autre particule. Typiquement dans le cadre d'une étude neutronique, il s'agit des sections efficaces de fission induite par un neutron incident. La définition stricte d'une section efficace pour une énergie donnée de la particule incidente est présentée en Équation I-11.

$$\tau(E) = \sigma(E) \cdot \varphi(E)$$

Avec : τ = *taux de réaction* microscopique (réaction/s)

σ = *section efficace microscopique* (cm²)

φ = *flux incident de particule* (particule/s/cm²)

Équation III-2

Comme suggérée précédemment, cette section efficace est dépendante (entre autres) de l'énergie de la particule incidente. La section efficace σ_g du groupe d'énergie g dans la gamme d'énergie E_g est définie selon l'Équation III-3.

$$\sigma_g = \frac{\int_{E \in E_g} \sigma(E) dE}{\int_{E \in E_g} dE}$$

Équation III-3

A partir des données nucléaires dites « de base », compilées dans des bibliothèques [125], des calculs d'autoprotection doivent cependant être faits pour recalculer finement les sections efficaces dites « effectives » de chaque groupe d'énergie. La section efficace multi-groupe devient alors (Équation III-4) :

$$\sigma_g = \frac{\int_{E \in E_g} \sigma(E) \varphi(E) dE}{\int_{E \in E_g} \varphi(E) dE}$$

Équation III-4

La difficulté du problème se situe alors dans l'évaluation du flux neutronique $\varphi(E)$ (défini à la suite cf. III.2.3). En effet, le calcul de flux lui-même dépend de ces sections efficaces.

L'explication des méthodes de calculs et hypothèses adoptées dans ces étapes de calculs d'autoprotection amènerait la discussion hors du cadre des présents travaux. Elles ne seront pas explicitées ici, la référence [126] fait état des différentes méthodes existantes.

Il faut noter que le code réseau ECCO [127] intégré à ERANOS utilise la méthode dite des sous-groupes. Cette méthode consiste à calculer un flux neutronique sur un sous-maillage énergétique pour chaque groupe, la section efficace résultante vient de la pondération des sections sur ce sous maillage [128] [129].

Ces calculs, dits « cellules » sont effectués pour chaque type de milieu rencontré dans le cœur modélisé. Comme, contrairement au réacteur à spectre thermique, les changements isotopiques sont mineurs (pas d'empoisonnement dus aux produits de fission) dans un combustible rapide, ces calculs de cellules ne sont effectués qu'en début de vie du réacteur. De même, comme le libre parcours moyen d'un neutron (distance moyenne parcourue par un neutron entre son émission et sa première interaction avec un noyau) est grand (~7cm) des modèles géométriques homogénéisés (cf. III.4.2) peuvent être utilisés sans perte de précision.

III.2.3 Calculs de flux

III.2.3.1 Equation du transport

Le flux neutronique est la variable d'intérêt principal des calculs de neutronique. Il représente une densité de neutron n ayant la même vitesse \vec{v} par unité de volume, multiplié par cette vitesse. Sa définition générale est donnée par l'Équation III-5 suivante.

$$\vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) = \vec{v} * n(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \quad \text{Équation III-5}$$

En général cependant, on ne s'intéresse cependant qu'au seul flux scalaire (Équation III-6), qui mesure un nombre de neutrons par cm^2 et par seconde (sans tenir compte de la direction des neutrons).

$$\varphi(\vec{r}; E; t) = \iint_{4\pi} \psi(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) d\vec{\Omega} \quad \text{Équation III-6}$$

Ce flux scalaire est solution de l'équation de Boltzmann qui exprime le bilan entre les gains et pertes des neutrons par unité de volume et de temps (Équation III-7).

$$\frac{\partial n(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t)}{\partial t} = \frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \psi(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t)}{\partial t} = \frac{\text{gains} - \text{pertes}}{\text{unité de temps et de volume}} \quad \text{Équation III-7}$$

Sous sa forme générale l'équation de Boltzmann devient l'Équation III-8 dans laquelle :

- Le premier terme (1) exprime le bilan d'entrée/sortie des neutrons dans le volume considéré.
- Le second terme (2) correspond aux pertes de neutrons par interactions avec le milieu (de section efficace $\sigma(\vec{r}, E)$) soit par changement d'énergie/direction après une diffusion ou par absorption.
- Le troisième terme exprime les nouveaux neutrons à comptabiliser arrivant à l'énergie E et dans la direction $\vec{\Omega}$ par transfert (de section efficace $\sigma_s(\vec{r}; E' \rightarrow E; \vec{\Omega}, \vec{\Omega}')$)
- Le quatrième terme représente la création interne au volume de neutron par fission, de section efficace $\sigma_f(\vec{r}, E)$, chacune produisant ν neutrons, avec un spectre énergétique $\chi(E)$.
- Enfin le cinquième terme correspond à la production de neutron par source externe (émission de neutron par le milieu)

$$\frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t)}{\partial t} = -\vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \quad \text{Équation III-8}$$

(1)

$$-\sigma(\vec{r}, E) \cdot \vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \quad (2)$$

$$+ \int dE' \int d\vec{\Omega}' \sigma_s(\vec{r}; E' \rightarrow E; \vec{\Omega}, \vec{\Omega}') \quad (3)$$

$$+ \chi(E) \int dE' \nu \sigma_f(\vec{r}, E) \int d\vec{\Omega}' \vec{\psi}(\vec{r}; E'; \vec{\Omega}'; t) \quad (4)$$

$$+ q_{ext}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \quad (5)$$

Les codes de calculs neutronique résolvent en général l'équation sous sa forme « indépendante du temps ». Cependant, le caractère multiplicatif de la réaction en chaîne n'assure pas l'existence de solution stationnaire pour l'équation du transport. Le problème est alors transformé en problème de criticité sous la forme (Équation III-9) :

$$\begin{aligned} & \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) + \sigma(\vec{r}, E) \cdot \vec{\psi}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \\ & = \int dE' \int d\vec{\Omega}' \sigma_s(\vec{r}; E' \rightarrow E; \vec{\Omega}, \vec{\Omega}') \\ & + \frac{\chi(E)}{k} \int dE' \nu \sigma_f(\vec{r}, E) \int d\vec{\Omega}' \vec{\psi}(\vec{r}; E'; \vec{\Omega}'; t) + q_{ext}(\vec{r}; E; \vec{\Omega}; t) \end{aligned} \quad \text{Équation III-9}$$

Où k est facteur de multiplication du milieu. On dit qu'un système est critique quand $k = 1$, ce qui correspond à une situation pour laquelle les pertes en neutrons sont exactement compensées par les créations de neutrons. Une situation pour laquelle les pertes sont plus importantes (respectivement moins importantes) est alors dite sous-critique : $k < 1$ (respectivement sur-critique : $k > 1$).

Ce facteur de multiplication permet de définir la réactivité ρ mesurant l'écart à la criticité (Équation III-10), elle est exprimée en pcm (pour cent mille = 10^{-5}).

$$\rho = 10^5 \cdot \frac{k - 1}{k} \quad \text{Équation III-10}$$

III.2.3.2 Equation de la diffusion

Il existe une forme courante simplifiée de l'équation du transport des neutrons, couramment dénommée équation de la diffusion, qui s'obtient en intégrant l'équation de Boltzmann sur la vitesse.

L'approximation de la diffusion est très souvent utilisée, de par la simplicité de sa résolution. Cependant sa validité est limitée au cas pour lesquels les variations temporelles et spatiales du flux sont lentes [130]. Concrètement cela est vrai dans les cas où :

- la géométrie est peu hétérogène ;
- la section efficace d'absorption est petite comparée à celle de diffusion ;
- les résultats ne sont pas regardés proches des limites du système.

III.2.4 Calculs de burn-up

Les calculs d'évolution des matériaux au sein d'un réacteur sous flux neutronique sont essentiels pour l'estimation de nombreuses quantités d'intérêt (gain de régénération, constante Doppler, etc.). En effet, comme expliqué précédemment, l'équation du transport est résolue en régime stationnaire. Les milieux sous flux neutronique voient cependant leur composition changer au cours du temps via les réactions nucléaires. Les isotopes des matériaux vont être modifiés par capture neutronique, les milieux combustibles eux, vont être modifiés également par l'apparition des produits de fissions.

L'équation générale d'évolution isotopique des milieux est l'équation de Bateman (Équation III-11), faisant le bilan des créations et disparitions de chaque isotope.

$$\frac{dN_i}{dt} = \left[\underbrace{-\sum_{j \neq i} \lambda_{i \rightarrow j}^d}_{(1)} - \underbrace{\int \varphi(E) \sigma_{i \rightarrow j}^{tr}(E) dE}_{(2)} + \underbrace{\sum_{j \neq i} \lambda_{j \rightarrow i}^d}_{(3)} + \underbrace{\int \varphi(E) \sigma_{j \rightarrow i}^{tr}(E) dE}_{(4)} \right] N_i \quad \text{Équation III-11}$$

Avec :

- (1) le taux de disparition de l'isotope i en isotope j par décroissance radioactive de constante radioactive $\lambda_{i \rightarrow j}^d$.
- (2) le taux de disparition de l'isotope i sous flux de neutrons $\varphi(E)$ par capture ou fission de section totale $\sigma_{i \rightarrow j}^{tr}$.
- (3) le taux d'apparition de l'isotope i par décroissance radioactive des isotopes j .
- (4) le taux d'apparition de i par réaction nucléaire sur les isotopes j .

Les bibliothèques de données nucléaires contiennent toutes les données nécessaires (décroissance, rapports de branchement, filiations) à ces calculs. La procédure standard consiste alors en une résolution stationnaire de l'équation du transport. Le flux en chaque point est ensuite utilisé pour faire évoluer les milieux d'un pas de temps Δt , en considérant le flux constant sur cette durée d'irradiation. Les nouvelles concentrations amènent à une nouvelle solution de l'équation du transport et ainsi de suite.

III.2.5 Contre-réactions neutroniques

Les variations de réactivité d'un cœur de RNR-Na soumis à des perturbations des caractéristiques intrinsèques du système (température, dilatation, vidange, etc.) peuvent être regroupées en différents effets. Ces réponses du cœur sont appelées contre-réactions neutroniques et servent aux calculs du comportement du cœur en transitoire. Dans cette section, nous détaillons la signification physique de ces contre-réactions et leur calcul avec ERANOS.

III.2.5.1 Effet Doppler

L'effet Doppler est une contre-réaction neutronique induite par un changement de température dans le combustible. Lorsque celle-ci augmente, l'agitation thermique des noyaux le composant augmente également. Le mouvement relatif de ces noyaux par rapport aux neutrons dans le cœur change donc : les résonances des sections efficaces s'élargissent et le taux d'absorption des noyaux s'accroît. La magnitude de cet effet dépend principalement de l'enrichissement du combustible. La contribution majeure à l'effet Doppler provient en effet de l'uranium 238 - qui compose à environ 80% le combustible oxyde d'un RNR-Na - dont l'augmentation du taux d'absorption amène à une contribution négative sur la réactivité. À l'inverse, la contribution des noyaux fissiles (^{239}Pu) est positive mais d'importance moindre.

La constante Doppler K_D est définie par (Équation III-12) :

$$d\rho = K_D \frac{dT}{T_{\text{combustible}}} \quad \text{Équation III-12}$$

En calculant la réactivité du cœur à deux températures combustibles (T_0 et $T_0 + \Delta T$) différentes, on obtient l'Équation III-13.

$$\delta\rho = \rho_{T_0 + \Delta T} - \rho_{T_0} = \int_{T_0}^{T_0 + \Delta T} \frac{K_D}{T} dT = K_D \ln\left(\frac{T_0 + \Delta T}{T_0}\right) \quad \text{Équation III-13}$$

Soit l'Équation III-14 :

$$K_D = \frac{\rho_{T_0 + \Delta T} - \rho_{T_0}}{\ln\left(\frac{T_0 + \Delta T}{T_0}\right)} \quad \text{Équation III-14}$$

La modélisation du combustible faisant appel à deux températures différentes, une pour les zones fissile ($T_{fiss} = 1500 \text{ K}$) et une pour les zones fertiles ($T_{fert} = 900 \text{ K}$), le calcul de la constante Doppler doit être raffiné. Pour une perturbation en température ΔT , les contributions $\Delta\rho_{fiss}$ et $\Delta\rho_{fert}$ des deux types de combustibles doivent être séparées et la constante Doppler devient alors

$$K_D = \frac{\Delta\rho_{fiss}}{\ln\left(\frac{T_{fiss} + \Delta T}{T_{fiss}}\right)} + \frac{\Delta\rho_{fert}}{\ln\left(\frac{T_{fert} + \Delta T}{T_{fert}}\right)} \quad \text{Équation III-15}$$

III.2.5.2 Effets de densité des matériaux

Les coefficients de contre-réactions neutroniques α (autre que l'effet Doppler) sont associés à des changements de densité des matériaux, via leur dilatation, sous l'effet d'un écart de température dT . Ce changement de densité entraîne une variation de la réactivité $d\rho$ (Équation III-16).

$$d\rho = \alpha \cdot dT \quad \text{Équation III-16}$$

Le calcul de ces coefficients avec ERANOS se fait en trois étapes :

- Calcul de la variation de réactivité $\delta\rho$ induite par une diminution de 1% de la densité du matériau considéré.
- Calcul de la variation de température δT (Équation III-17) correspondante à cette diminution de densité, via le coefficient de dilatation θ du matériau dans les d directions.

$$\delta T = \left(\sqrt[d]{\frac{1}{0.99}} - 1 \right) * \left(\frac{1}{\theta} \right) \quad \text{Équation III-17}$$

- Détermination du coefficient α (Équation III-18) autour du point de fonctionnement nominal par linéarisation de l'Équation III-16.

$$\alpha \cong \frac{\delta\rho}{\delta T} \quad \text{Équation III-18}$$

III.2.5.2.1 Dilatation sodium

L'augmentation de la température du caloporteur sodium dans l'assemblage, entraîne sa dilatation et donc la diminution des interactions neutron-sodium. Le coefficient de contre-réaction associé se calcule de la même manière que précédemment. Il est donné par l'Équation III-19.

$$\alpha_{sodium} = \frac{\delta\rho_{sodium}}{\left(\sqrt[3]{\frac{1}{0.99}} - 1 \right)} * \theta_{sodium} \quad \text{Équation III-19}$$

L'effet total peut être positif ou négatif selon l'importance relative de ses trois composantes :

- Composante d'absorption : par la diminution de concentration des atomes de sodium, la section efficace macroscopique d'absorption de cet élément diminue, menant à un effet en réactivité positif.
- Composante spectrale : la diminution de la section macroscopique de diffusion du sodium, « durcit » le spectre neutronique : la proportion de neutrons rapides devient plus importante. Dans un réacteur rapide, cela entraîne un effet positif sur la réactivité. La magnitude de cette composante, dépend alors principalement de la fraction volumique de combustible et de sa composition isotopique (enrichissement en ^{239}Pu).
- Composante de fuite : la diminution des deux sections efficaces (absorption et diffusion) précédentes entraîne également une augmentation de la proportion de neutrons s'échappant du cœur. Cette composante est donc source d'un effet négatif sur la réactivité, dont la magnitude dépend principalement de la géométrie du cœur (rapport H/D).

III.2.5.2.2 Dilatation des structures

La dilatation des structures concerne essentiellement les matériaux dont le coefficient de dilatation n'est pas négligeable. Si ce coefficient peut être négligé pour le combustible (du moins sa composante radiale), ce n'est pas le cas pour deux types d'acier : celui composant les gaines (AIM1 dans notre cas) et celui composant les tubes hexagonaux (EM10).

Chacune de ces dilatations est ensuite distinguée en deux composantes : une axiale et une radiale.

La composante axiale correspond à une diminution de la quantité d'acier dans le cœur. Le taux d'absorption des neutrons par cet acier diminue, menant alors à une insertion positive de réactivité. Comme la dilatation ne se fait que dans une seule direction, le coefficient de contre-réaction de la dilatation axiale des gaines est (Équation III-20) :

$$\alpha_{axial\ gaine} = \frac{\delta\rho_{AIM1}}{\left(\frac{1}{0.99} - 1\right)} * \theta_{AIM1} \quad \text{Équation III-20}$$

De même pour le coefficient de contre-réaction de dilatation axiale des tubes hexagonaux (Équation III-21) :

$$\alpha_{axial\ TH} = \frac{\delta\rho_{EM10}}{\left(\frac{1}{0.99} - 1\right)} * \theta_{EM10} \quad \text{Équation III-21}$$

La composante radiale de ces dilatation, entraîne une augmentation du volume des aiguilles (ou du tube hexagonal) dans l'assemblage, menant à une « chasse » du sodium. Cet effet est alors proportionnel et de même signe que l'effet de densité du sodium. Les deux coefficients (Équation III-22 et Équation III-23) s'expriment alors en fonction des fractions volumiques respectives du tube hexagonal (F_{TH}) et du sodium (F_{Na}).

$$\alpha_{radial\ gaine} = \frac{\alpha_{sodium}}{\left(\sqrt[2]{\frac{1}{0.99}} - 1\right)} * \theta_{AIM1} * 2 * \left(\frac{1 - F_{TH} - F_{Na}}{F_{Na}}\right) \quad \text{Équation III-22}$$

$$\alpha_{radial\ TH} = \frac{\alpha_{sodium}}{\left(\sqrt[2]{\frac{1}{0.99}} - 1\right)} * \theta_{EM10} * 2 * \left(\frac{F_{TH}}{F_{Na}}\right) \quad \text{Équation III-23}$$

III.2.5.2.3 Dilatation combustible

L'augmentation de la température du combustible, en plus de l'effet Doppler, entraîne sa dilatation. La dilatation radiale du combustible est négligée : elle n'entraîne aucun changement dans la composition du cœur. Seule la dilatation axiale est considérée. Elle impacte la réactivité du cœur selon deux mécanismes :

- Une diminution de la concentration en combustible, avec un effet négatif sur la réactivité.
- Une augmentation de la hauteur du cœur, avec un effet positif sur la réactivité.
- Augmentation de la masse de sodium dans le cœur étant donnée l'augmentation de la hauteur combustible. Cet effet correspond à une augmentation de la densité du caloporteur, et est donc de signe opposé à α_{sodium} .

Un calcul ERANOS est réalisé avec une géométrie (hauteur augmentée de 1%) et une composition modifiée (diminuée de 1%) de façon à conserver l'inventaire combustible du cœur. L'écart de réactivité $\delta\rho_{comb}$ entre la configuration nominale et la perturbée permet de calculer le coefficient de contre-réaction α_{comb} (Équation III-24). Nous faisons dans ce cas l'hypothèse que le combustible est lié à la gaine (fermeture du jeu pastille-gaine par gonflement de la pastille sous irradiation), ce qui explique que le coefficient de dilatation utilisé soit celui de l'AIM1, matériau composant les gaines.

$$\alpha_{comb} = \frac{\delta\rho_{EM10}}{\left(\frac{1}{0.99} - 1\right)} * \theta_{EM10} \quad \text{Équation III-24}$$

III.2.5.2.4 Effet sommier

Le sommier est la structure (grille) supportant les assemblages, en bas de cœur. L'augmentation de la température en entrée de cœur va donc provoquer sa dilatation, entraînant une séparation des assemblages. La géométrie du cœur change (son rayon augmente), la fraction de sodium augmente, alors que les fractions combustible et structure diminue. L'effet global de la dilatation du sommier sur la réactivité $\delta\rho_{sommier}$ est négatif (Équation III-25).

$$\alpha_{sommier} = \frac{\delta\rho_{sommier}}{\left(\sqrt[3]{\frac{1}{0.99}} - 1\right)} * \theta_{AIM1} \quad \text{Équation III-25}$$

III.2.5.2.5 Effet de dilatation différentielle cœur-cuve-barres

L'augmentation de la température du sodium liquide dans la cuve lors d'un transitoire va avoir un impact sur les différentes structures contenues dans la cuve principale. Ces structures vont se dilater et provoquer (cf. Figure III-1) :

- Une dilatation de la cuve principale vers le bas - quand la température du collecteur froid augmente - entraînant une descente des structures de supportage du cœur, équivalent - en relatif - à un retrait des barres absorbantes (dont le point d'ancrage est en haut de la cuve principale).

- Une dilatation de ces structures de supportage du cœur, équivalente à une insertion des barres absorbantes.
- Une dilatation des barres et de leurs mécanismes d'insertion, quand la température dans le collecteur chaud augmente, entraînant une insertion relative des absorbants.
- Une dilatation axiale du cœur, équivalente à une insertion des barres.

Le calcul de la magnitude de l'effet de dilatation différentielle cœur-cuve-barres est complexe et requiert des informations sur la cinétique des changements de température des différentes structures impliquées. Son calcul direct avec ERANOS est alors impossible. ERANOS permet cependant de calculer la « courbe en S » des barres absorbantes, c'est-à-dire, le poids en réactivité de ces barres en fonctions de leur cote axiale. Pour cela un calcul de criticité est effectué pour une dizaine de cotes axiales des barres absorbantes entre leur position haute et leur position basse. L'effet lors des transitoires sera ensuite calculé directement par CATHARE grâce à un calcul de l'enfoncement relatif des barres en fonction du temps. Il est important de noter que le calcul de cet effet est soumis à de grandes incertitudes (à cause de la méconnaissance des cinétiques de dilatation notamment).

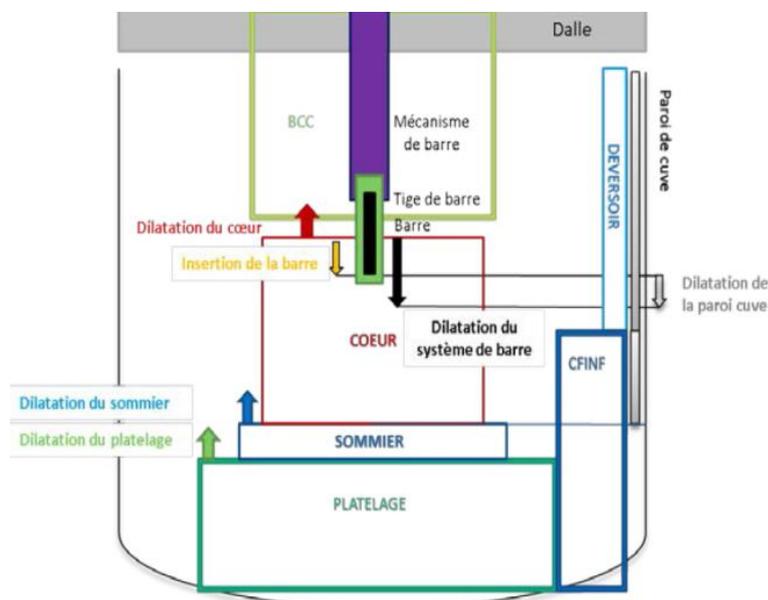


Figure III-1 : Représentation schématisée de la dilatation différentielle

III.2.5.2.6 Effet plaquettes

La différence de température entre l'entrée et la sortie du cœur provoque une dilatation axiale différentielle des assemblages. L'augmentation du $\Delta T_{\text{cœur}}$ change cette dilatation différentielle et peut mener à un contact entre assemblages dans leur partie haute. Des expériences dans les réacteurs Phénix et Superphénix ont montré que cet effet était de magnitude très faible. Il sera donc négligé dans toute la suite de l'étude, et non calculé avec ERANOS.

III.3 Objet de l'étude

Cette section rappelle succinctement les principaux objectifs du cœur du démonstrateur technologique ASTRID. Le cœur référence dans sa version CFV-v1 est ensuite présenté ; celui-ci servira de base à la modélisation neutronique développée lors des travaux de thèse.

III.3.1 Objectifs de sûreté du cœur ASTRID

Le design du cœur du réacteur ASTRID est guidé principalement par des considérations de sûreté.

- La prévention des accidents menant à la fusion du cœur par un comportement naturel favorable du cœur et des systèmes et par l'ajout de systèmes complémentaires passifs dans le cas où le comportement naturel ne peut exclure ce type d'accidents.
- La mitigation des accidents graves afin de garantir que les accidents de fusion ne mènent pas à une excursion de puissance importante.

Les principaux objectifs du design du cœur d'ASTRID sont les suivants :

- Un comportement naturel favorable pour les accidents suivants :
 - Manque de tension généralisé sans chute des barres conduisant au déclenchement des pompes primaires et secondaires (ULOF / MdTG), afin de valider les choix d'options du cœur, de la chaudière et des Dispositif Complémentaire de Sûreté de type Prévention (DCS-P).
 - Déclenchement des pompes primaires sans chute des barres alors que le secondaire continue à évacuer de la puissance (ULOF / PP) avec un objectif de non atteinte de l'ébullition du sodium et des marges suffisantes pour ce transitoire pour rendre robuste une démonstration de sûreté visant une élimination pratique de cet accident comme initiateur de la fusion généralisée du cœur.
 - Remontée complète d'une barre (RIB non protégée).
- Un effet de vidange global sodium négatif (vidange du cœur fissile et du plenum sodium).
- Des performances du cœur élevées : un haut burn-up ($\sim 100\text{GWd/t}$), un long cycle d'irradiation ($\sim 480\text{ JEPP}$) et un gain de régénération proche de zéro, positif ou nul.

III.3.2 Cœur CFV

Le cœur CFV (Cœur à Faible coefficient de Vidange) est le concept de référence pour le projet ASTRID. Différentes versions de ce cœur existent à ce jour, versions dénommées CFV-vX. Ce concept de cœur innovant est similaire sur plusieurs aspects aux cœurs de RNR-Na ayant déjà existé (Phénix et Superphénix) : son combustible est un combustible d'oxyde d'uranium enrichi au plutonium, les assemblages fissiles composent deux zones d'enrichissement différentes, et la géométrie des assemblages est hexagonale.

Cependant, d'autres caractéristiques le différencient des précédents concepts : la présence d'un plénum sodium en haut d'assemblage et un design hétérogène axial (cf. Figure III-2). L'objectif de conception du cœur ASTRID est principalement guidé par la réduction de l'effet de vidange sodium.

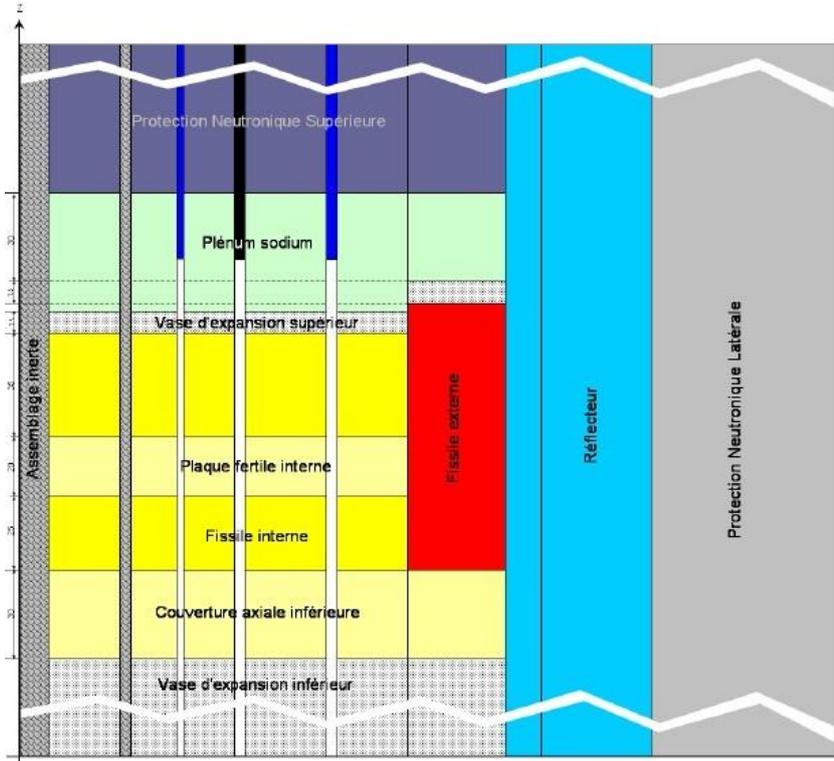


Figure III-2 – Coupe axiale d'un cœur CFV

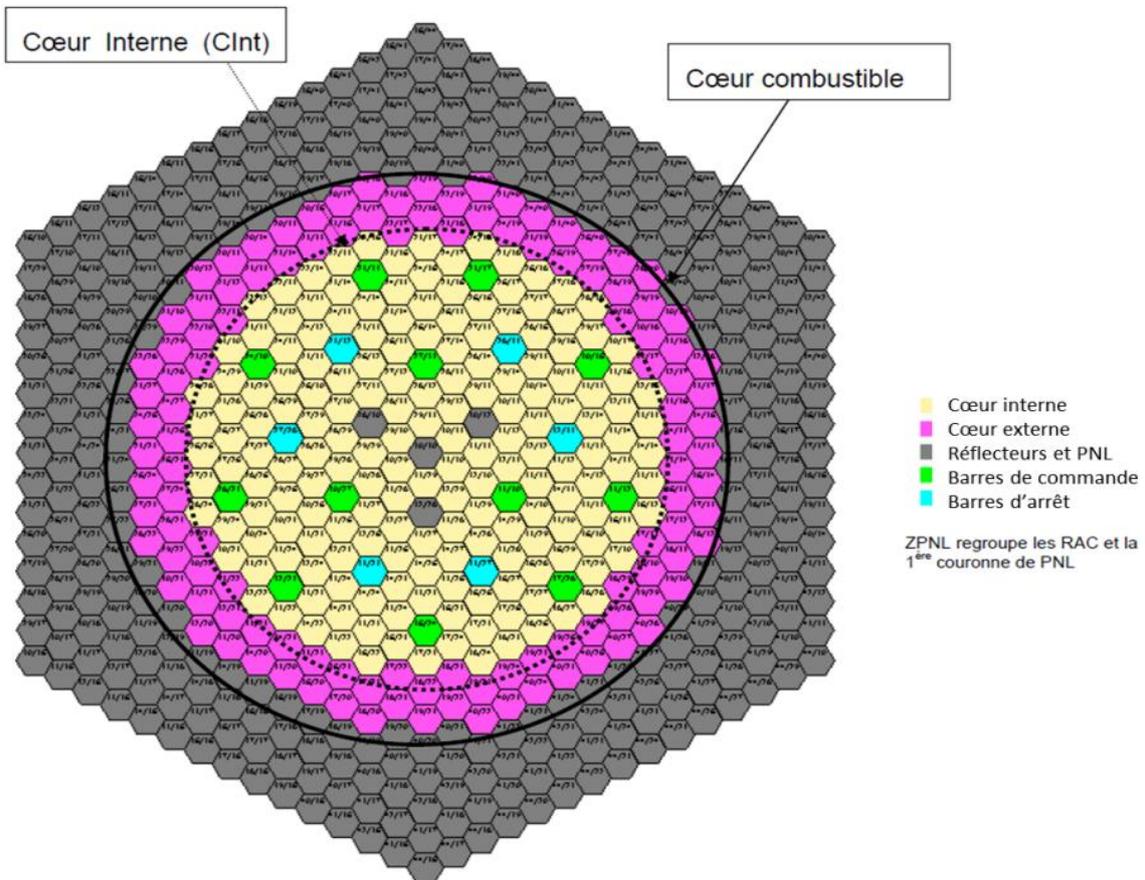


Figure III-3 – Coupe radiale d'un cœur CFV-v1

Une première version de ce cœur CFV appelée CFV-v0 a démontré la préfaisabilité de ce concept. Ce type de cœur a des performances et un comportement naturel améliorés en comparaison avec les concepts précédents (Superphénix et EFR).

Le cœur CFV-v1 (cf. Figure III-3) est composé de 177 assemblages combustibles internes, 114 externes, trois couronnes d'assemblages réflecteurs, et quatre couronnes d'assemblages dits de protection neutronique latérale (PNL). Dans le cœur interne, 4 assemblages inertes sont présents (position pouvant être occupée par un assemblage absorbant) ainsi que 12 barres de contrôle et 6 d'arrêt.

Les coefficients de contre-réactions ont été optimisés (en particulier, l'effet de vidange sodium) pour permettre un meilleur comportement naturel lors d'un transitoire de type ULOF / PP. L'objectif est d'éviter l'ébullition du sodium dans les premiers instants du transitoire et de diminuer la température d'étouffement de la réaction en chaîne.

La vidange sodium globalement négative, permet d'assurer un bon comportement en cas d'ébullition généralisée dans le cœur ou de dénoyage de celui-ci.

D'autres caractéristiques ont été améliorées. La perte de charge hydraulique dans le cœur été réduite pour favoriser la convection naturelle en cas de perte du débit, et la faible perte de réactivité est également favorable en cas d'accident de remontée intempestive de barre (RIB).

La réalisation d'analyses globales de sûreté, la réalisation d'études détaillées de situations de fonctionnement, de transitoires accidentels et accidents graves est en cours, selon des approches de type déterministe ou probabiliste.

III.4 Conception d'un cœur CFV

III.4.1 Introduction

La première étape de la construction du modèle consiste en la définition de ces paramètres. Ils constituent les variables qui seront modifiées au cours de l'étude afin d'obtenir les meilleures performances du cœur.

Le choix des paramètres à considérer est soumis à deux contraintes :

- Les paramètres choisis doivent permettre de reconstruire complètement le cœur étudié (étape décrite dans la suite).
- Les paramètres doivent être mutuellement indépendants, de cette façon l'espace d'étude à une topologie cubique, ce qui permettra dans la suite des études de sensibilités.

Dans notre cas d'étude d'un cœur CFV, les paramètres considérés peuvent être regroupés en trois grandes catégories : la géométrie radiale des éléments du cœur, leur géométrie axiale et enfin leur composition.

III.4.2 Remontage du cœur CFV

III.4.2.1 Remontage radial

Les paramètres radiaux des assemblages combustibles sont présentés dans la Table III-1.

Paramètres radiaux	Unités	Abréviations	Référence CFV-v1
Rayon extérieur pastille combustible	cm	R_{ext}	0.4225
Rayon intérieur des pastilles couverture fertile	cm	$R_{int\ ferco}$	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la plaque fertile	cm	$R_{int\ ferpla}$	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile inférieure	cm	$R_{int\ fisinf}$	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile supérieure	cm	$R_{int\ fissup}$	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile externe	cm	$R_{int\ fisext}$	0.11
Épaisseur du jeu pastille-gaine	cm	e_{jpg}	0.0125
Épaisseur de la gaine	cm	e_{gaine}	0.05
Diamètre du fil espaceur	cm	d_{fil}	0.1
Pas d'enroulement du fil espaceur	cm	pas_{fil}	18
Jeu de montage entre les aiguilles	cm	m	0.01
Nombre de couronne d'aiguilles dans assemblage	-	NC_{aig}	9
Épaisseur du tube hexagonal	cm	e_{TH}	0.45
Épaisseur de la lame de sodium inter-assemblage	cm	e_{Na}	0.45
Nombre de couronnes d'assemblages cœur interne	-	NC_{assint}	9
Nombre de couronnes d'assemblages cœur externe	-	NC_{assext}	2

Table III-1 – Paramètres radiaux des assemblages combustibles

Le rayon externe de la pastille combustible, le jeu pastille-gaine et l'épaisseur de la gaine définissent la taille de l'aiguille combustible (cf. Figure III-4).

Chaque aiguille est séparée de ses voisines par un fil espaceur enroulé de façon hélicoïdale autour de l'aiguille. Les aiguilles sont ensuite disposées en couronnes selon un réseau hexagonal (cf. Figure III-5). Le pas de ce réseau $\phi_{réseau}$ (Équation III-26) dépend de la taille des aiguilles,

du diamètre du fil espaceur, ainsi que du jeu de montage entre les aiguilles (pris constant ici à $m = 0.1mm$).

$$\phi_{réseau} = 2 * (R_{ext} + e_{jpg} + e_{gaine}) + d_{fil} + m \quad \text{Équation III-26}$$

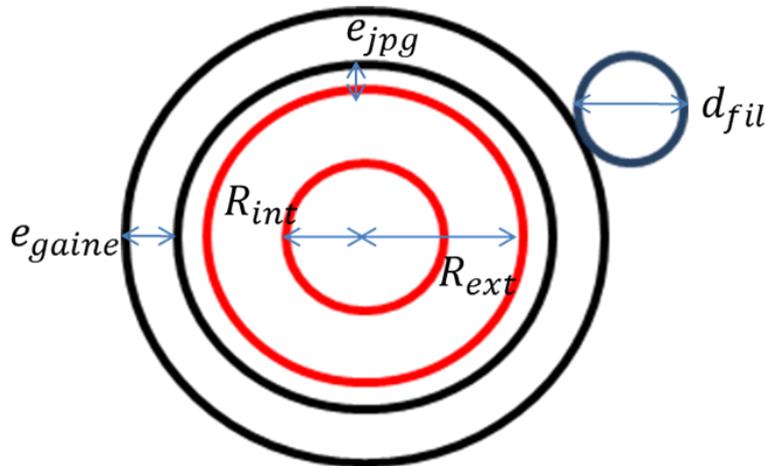


Figure III-4 – Coupe radiale d’une aiguille combustible

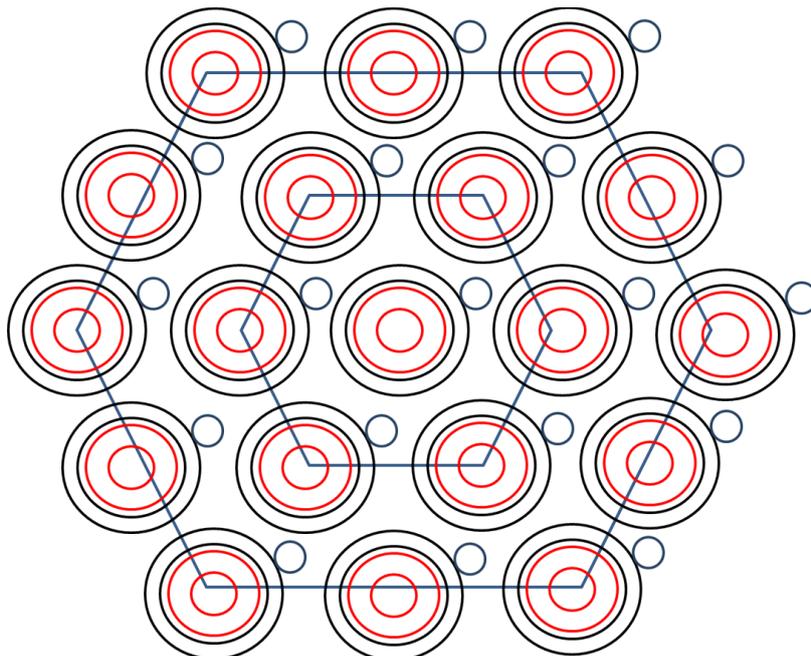


Figure III-5 – Réseau hexagonal d’aiguilles exemple à $NC_{aig}=3$

Le nombre de couronnes d’aiguilles dans l’assemblage va alors dicter le nombre d’aiguilles (Équation III-27) dans l’assemblage, ainsi que la taille de l’entreplat interne du tube hexagonal (Équation III-28).

$$N_{aig} = 1 + 3 * NC_{aig} * (NC_{aig} - 1) \quad \text{Équation III-27}$$

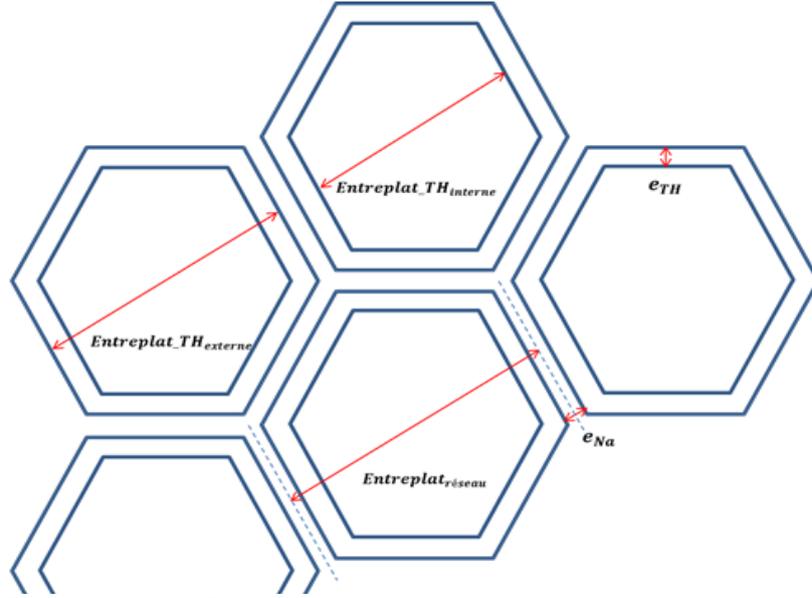


Figure III-6 – Représentation d'un réseau d'assemblages

$$Entreplat_TH_{interne} = \phi_{réseau} * \left(2 + \sqrt{3}(NC_{aig} - 1)\right) - \left(\phi_{réseau} - d_{fil} - \frac{m}{2}\right) \quad \text{Équation III-28}$$

La taille de l'entreplat externe du tube hexagonal est alors :

$$Entreplat_TH_{externe} = Entreplat_TH_{interne} + 2 * e_{TH} \quad \text{Équation III-29}$$

Et la taille du réseau d'assemblage est donnée par :

$$Entreplat_{réseau} = Entreplat_TH_{externe} + e_{Na} \quad \text{Équation III-30}$$

Le nombre d'assemblages combustibles est défini par le nombre de couronnes d'assemblages du cœur interne et externe. Le nombre et la position des assemblages inertes et absorbants restent identiques aux valeurs du cœur CFV-v1 ($N_{ass_{inerte}} = 4$ assemblages inertes, $N_{ass_{arrêt}} = 6$ barres d'arrêt et $N_{ass_{commande}} = 12$ barres de commande).

Le nombre d'assemblages combustibles du cœur interne ($N_{ass_{int}}$ Équation III-31) et externe ($N_{ass_{ext}}$ Équation III-32) est donné par les équations ci-après :

$$N_{ass_{int}} = 1 + 3 * NC_{ass_{int}} * (NC_{ass_{int}} - 1) - N_{ass_{inerte}} - N_{ass_{arrêt}} - N_{ass_{commande}} \quad \text{Équation III-31}$$

$$N_{ass_{ext}} = 3 * NC_{ass_{ext}} * (NC_{ass_{ext}} - 1) - 3 * NC_{ass_{int}} * (NC_{ass_{int}} - 1) \quad \text{Équation III-32}$$

III.4.2.2 Remontage axial

Les paramètres axiaux sont présentés dans la Table III-2.

Paramètres axiaux	Unités	Abréviations	Référence CFV-v1
Hauteur vase expansion inférieur	cm	H_{VEI}	93.3
Hauteur de la couverture fertile axiale inférieure	cm	H_{CAI}	30
Hauteur de la plaque fertile interne	cm	H_{PFI}	20
Hauteur de la zone fissile inférieure	cm	H_{FISINF}	25
Hauteur de la zone fissile supérieure	cm	H_{FISSUP}	35
Hauteur de l'écart cœur interne- cœur externe (diabolo)	cm	$H_{DIABOLO}$	10
Hauteur vase d'expansion supérieur	cm	H_{VES}	7.5
Hauteur du plénum sodium	cm	H_{PLENUM}	40
Hauteur protection neutronique supérieure	cm	H_{PNS}	89.9

Table III-2 – Paramètres axiaux des assemblages combustibles

La hauteur totale H_{TOT} du cœur est définie à partir de l'Équation III-33 (la hauteur du plénum sodium est définie au niveau du cœur interne).

$$H_{TOT} = H_{VEI} + H_{CAI} + H_{FISINF} + H_{PFI} + H_{FISSUP} + H_{VES} + H_{PLENUM} + H_{PNS} \quad \text{Équation III-33}$$

Les hauteurs fissiles du cœur interne ($H_{comb\ int}$ Équation III-34) et externe ($H_{comb\ ext}$ Équation III-35) sont alors directement données par :

$$H_{comb\ int} = H_{CAI} + H_{FISINF} + H_{PFI} + H_{FISSUP} \quad \text{Équation III-34}$$

$$H_{comb\ ext} = H_{CAI} + H_{FISINF} + H_{PFI} + H_{FISSUP} + H_{DIABOLO} \quad \text{Équation III-35}$$

L'étape suivante consiste à calculer les fractions volumiques des différents matériaux pour le milieu combustible (couverture et plaque fertiles, zones fissiles inférieure, supérieure et extérieure). Ces fractions volumiques serviront à modéliser les assemblages combustibles de façon homogène.

La fraction combustible du milieu i ($i = \{CAI ; PFI ; FISINF ; FISSUP\}$) est donnée par l'équation suivante.

$$F_{comb}^i = \frac{\pi[R_{ext}^2 - R_{int\ i}^2] \cdot N_{aig}}{S_{ass}} \quad \text{Équation III-36}$$

S_{ass} est la surface de la section droite de l'assemblage :

$$S_{ass} = \frac{\sqrt{3}}{2} \text{Entreplat}_{\text{réseau}}^2 \quad \text{Équation III-37}$$

L'Équation III-38 permet de calculer la fraction volumique d'acier AIM1 constituant la gaine (1) et le fil espaceur (2).

$$F_{gain} = \frac{\pi \left[(R_{ext} + e_{jpg} + e_{gain})^2 - (R_{ext} + e_{jpg})^2 \right] N_{aig}}{S_{ass}} \quad \text{Équation III-38} \quad (1)$$

$$+ \frac{\pi \cdot N_{aig}}{4S_{ass}} \cdot d_{fil}^2 \sqrt{1 + 2 \left(\frac{R_{ext} + e_{jpg} + e_{gain}}{pas_{fil}} \right)^2} \quad (2)$$

La fraction d'acier EM10 constituant le tube hexagonal est donnée par l'Équation III-39.

$$F_{TH} = \frac{\sqrt{3}}{2 S_{ass}} [Entreplat_{TH}_{externe}^2 - Entreplat_{TH}_{interne}^2] \quad \text{Équation III-39}$$

Enfin, la fraction volumique de sodium (Équation III-40) prend en compte le sodium à la fois dans le réseau d'aiguilles (1) et dans l'espace inter-assemblage (2).

$$F_{Na} = \frac{\sqrt{3}}{2} Entreplat_{TH}_{interne}^2 \quad \text{Équation III-40} \quad (1)$$

$$- \pi N_{aig} \left[(R_{ext} + e_{jpg} + e_{gain})^2 + \frac{d_{fil}^2}{4} \sqrt{1 + 2 \left(\frac{R_{ext} + e_{jpg} + e_{gain}}{pas_{fil}} \right)^2} \right]$$

$$+ \frac{\sqrt{3}}{2} [Entreplat_{TH}_{réseau}^2 - Entreplat_{TH}_{externe}^2] \quad (2)$$

Pour les assemblages non combustibles (réflecteurs acier, protection neutronique latérale et barres absorbantes), les fractions volumiques des différents éléments sont gardées identiques à leur valeur dans le cœur CFV-v1 (les effets attendus sont de second ordre pour les performances du cœur).

III.4.2.3 Composition du combustible

La composition du combustible est déterminée à partir des huit paramètres de la Table III-3 suivante.

Paramètres de composition du combustible	Unités	Abréviations	Référence CFV-v1
Rapport d'enrichissement zone fissile inférieure/ zone fissile extérieure	-	$r_{fisin f}$	1.1748
Rapport d'enrichissement zone fissile supérieure/ zone fissile extérieure	-	r_{fissup}	1.1748
Rapport d'enrichissement couverture fertile inférieure/ zone fissile extérieure	-	r_{fercou}	0.0
Rapport d'enrichissement plaque fertile interne/ zone fissile extérieur	-	r_{ferpla}	0.0
Teneur en actinides mineurs des zones fissiles	-	$\tau_{fissiles}^{AMo_2}$	0.0
Teneur en actinides mineurs des zones fertiles	-	$\tau_{fertiles}^{AMo_2}$	0.0
Porosité combustible	-	$Poro$	0.955
Durée d'un cycle d'irradiation	JEPP	T_{cycle}	360

Table III-3 – Paramètres de composition du combustible d'un cœur CFV

Les rapports d'enrichissements r_i , les teneurs en actinides mineurs, ainsi que la porosité du combustible permettent de calculer les fractions volumiques des différents isotopes dans le combustible une fois l'enrichissement moyen du cœur déterminé (cf. III.5.2.1). Cette recherche d'enrichissement moyen fait également appel à la durée d'un cycle d'irradiation et c'est pourquoi cette variable temporelle est regroupée avec les données de composition du combustible.

Les fractions volumiques de Plutonium (Équation III-41), d'Uranium (Équation III-42) et d'actinides (Équation III-43) sont définies ci-après (avec V_i les volumes de chaque zone combustible) :

$$f_i^{PuO_2} = e_{moy} \cdot r_i \frac{\sum_{zones\ combustibles} V_i}{\sum_{zones\ combustibles} V_i r_i} * Poro \quad \text{Équation III-41}$$

$$f_i^{AMo_2} = \tau_i^{AMo_2} * Poro \quad \text{Équation III-42}$$

$$f_i^{UO_2} = (1 - f_i^{PuO_2} - f_i^{AMo_2}) * Poro \quad \text{Équation III-43}$$

La composition isotopique des zones combustibles est calculée via les vecteurs isotopiques des éléments. En hypothèse de travail, les vecteurs isotopiques en début de vie du cœur ont été pris constants (vecteurs de référence du projet ASTRID issus d'études de scénarios de déploiement de réacteurs). Les vecteurs isotopiques [33] utilisés pour l' UO_2 , le PuO_2 , et l' AMo_2 sont présentés dans les Table III-4, III- 5, et III- 6.

La teneur c_i^j d'un isotope j dans la zone combustible i est alors (Équation III-44) :

$$c_i^j = f_i^{UO_2} c_j^{UO_2} + f_i^{PuO_2} c_j^{PuO_2} + f_i^{AMo_2} c_j^{AMo_2} \quad \text{Équation III-44}$$

Isotope	Teneur isotopique (%) $c_j^{UO_2}$
^{235}U	0.20
^{238}U	99.80

Table III-4 – Vecteur isotopique de l' UO_2

Isotope	Teneur isotopique (%) $c_j^{PuO_2}$
^{238}Pu	2.59
^{239}Pu	55.20
^{240}Pu	25.85
^{241}Pu	7.27
^{242}Pu	7.87
^{241}Am	1.22

Table III-5 – Vecteur isotopique du PuO_2

Isotope	Teneur isotopique (%) $c_j^{AmO_2}$
^{237}Np	16.87
^{241}Am	60.62
^{242m}Am	0.24
^{243}Am	15.70
^{242}Cm	0.02
^{243}Cm	0.06
^{244}Cm	5.14
^{245}Cm	1.26
^{246}Cm	0.09

Table III-6 – Vecteur isotopique de l' AmO_2

A partir de cette paramétrisation, il est possible de définir un cœur de type CFV à partir de plus d'une trentaine de paramètres. L'étape suivante consiste à caractériser le cœur correspondant.

III.5 Schéma de calcul

III.5.1 Description des calculs de référence

La conception selon une approche « Best-Estimate » pour la caractérisation d'un cœur est réalisée en plusieurs étapes. Les neutroniciens définissent tout d'abord la géométrie du cœur. Cette géométrie est ensuite complétée par le positionnement des différents types d'assemblages (assemblages du cœur interne et externe, barres de contrôle et d'arrêt, etc.). Enfin, le plan de chargement du cœur est également précisé. Il correspond à la définition des positions successives des assemblages pendant leur durée de vie. A chaque cycle d'irradiation, une partie des assemblages irradiés est renouvelée et ceux restant dans le cœur sont également déplacés de façon à garantir une nappe de puissance relativement plate. De nombreuses tentatives de développement de méthodes d'optimisation et d'automatisation ont été menées concernant les plans de chargement, notamment [8] [9]. A ce jour, aucune n'a été appliquée à des réacteurs rapides, et les plans de chargement des versions référence des cœurs CFV sont aujourd'hui basés uniquement sur avis d'expert.

Ensuite, un schéma de calcul « cœur » de référence avec ERANOS est appliqué. Les sections efficaces, autoprotégées et condensées en 33 groupes, sont calculées avec le module ECCO à 1968 groupes d'énergie (maillage énergétique dit « finemesh ») sur une géométrie hétérogène de l'assemblage. Le calcul est réalisé à l'aide de la méthode des probabilités de collision (P_{ij}) pour l'estimation du flux, et des sous-groupes pour le calcul de l'autoprotection (cf. III.2.2).

Un solveur raffiné (méthode des ordonnées discrètes, ou S_n) de l'équation du transport permet un calcul du flux neutronique en début et en fin de chaque cycle d'irradiation. Les flux neutroniques permettent des calculs d'évolution via la résolution de l'équation de Bateman. En début et en fin de chaque cycle, une série de calculs de criticité est effectuée pour la détermination du poids en réactivité des assemblages absorbants (un calcul de criticité est effectué pour différentes cotes des barres absorbantes). Enfin, les calculs des contres réactions sont réalisés : pour chacune d'entre elles, un calcul de flux supplémentaire est nécessaire pour obtenir le comportement du cœur dans son état perturbé. Au total, la durée d'un calcul de référence, appelé encore « Best Estimate », est de l'ordre de 48 heures.

Ces calculs « Best-Estimate » ne sont pas compatibles avec la méthodologie proposée au chapitre II. En effet, la problématique est alors double :

- La gestion des temps de calcul ; ceux-ci peuvent devenir rédhibitoires avec une méthode « Brute-Force » (optimisation directe sur les calculs référence).
- L'automatisation des calculs ; un processus d'optimisation peut demander quelques milliers de calculs et un lancement manuel est alors impossible.

Ces difficultés inhérentes à un calcul de référence doivent donc faire l'objet d'une optimisation des schémas de calcul, afin de limiter les temps de calcul nécessaire à la génération de la base d'apprentissage tout en maîtrisant les biais supplémentaires amenés par la simplification du schéma, et en garantissant la précision des résultats. La mise en place de ce schéma optimisé fait l'objet du paragraphe suivant.

III.5.2 Description du schéma optimisé

Un schéma de calcul adapté à la démarche a alors été développé. Les différentes étapes de ce schéma de calcul sont présentées dans la suite. Pour tous les calculs de sections efficaces, la bibliothèque JEFF3.1.1 [131] a été utilisée.

III.5.2.1 Etape 1 : Recherche d'enrichissement

La composition du combustible est contrainte par la neutronique. En effet, la théorie de la neutronique montre que, pour une géométrie donnée, il n'existe qu'une masse de combustible menant à une configuration exactement critique. En hypothèse de travail, on recherche un cœur critique à la fin de son cycle à l'équilibre.

La première hypothèse porte sur la gestion du cœur. Le plan de chargement n'est pas spécifié et on fait l'hypothèse d'une gestion en « fréquence 1 » du cœur. On fait alors l'approximation de l'évolution d'un cœur moyen pour le caractériser pendant son cycle représentatif. Pour un cœur géré en fraction $1/n$, après une durée d'irradiation de T_{cycle} ; $1/n$ partie des assemblages irradiés est remplacée par des assemblages neufs. Après un certain nombre de rechargements, un cycle à l'équilibre sera donc atteint. L'hypothèse de gestion en fréquence 1 permet de calculer simplement les caractéristiques du cœur en début (Début de Cycle DdC) et fin (Fin de Cycle FdC) de ce cycle.

En considérant que chaque cycle de rechargement sera synonyme d'un même taux de combustion b , et que la composition du cœur en DdC et FdC dépend de la fréquence de rechargement, on obtient pour le taux de combustion moyen du cœur en début (Équation III-45) et fin (Équation III-46) de cycle à l'équilibre :

$$BU_{Ddc} = \frac{1}{n} [0.b + 1.b + \dots + (n-1)b] = \frac{(n-1)b}{2} = \frac{(n-1)B}{2n} \quad \text{Équation III-45}$$

$$BU_{Fdc} = \frac{1}{n} [1.b + 2.b + \dots + n.b] = \frac{(n+1)b}{2} = \frac{(n+1)B}{2n} \quad \text{Équation III-46}$$

Si $B = b/n$ est le taux de combustion moyen du cœur sur l'ensemble de la durée d'irradiation $TS = n.T_{cycle}$.

Ainsi, sous cette approximation, un cœur évoluant depuis un ensemble d'assemblages neufs aura le même bilan matière qu'un cœur à l'équilibre en début et fin de cycle pour des durées d'irradiation de T_{irr}^{Ddc} et T_{irr}^{Fdc} (Équation III-47).

$$T_{irr}^{Ddc} = \frac{(n-1)TS}{2n} ; T_{irr}^{Fdc} = \frac{(n+1)TS}{2n} \quad \text{Équation III-47}$$

Une fois la durée d'irradiation de la fin de cycle à l'équilibre ainsi déterminée, on cherche l'enrichissement moyen e_{moy} (Équation III-48) menant à un cœur critique ($\rho = 0$ avec barres levées) à cet instant.

$$e_{moy} = \frac{\sum_{zones\ combustibles} V_i f_i^{PuO_2}}{\sum_{zones\ combustibles} V_i} \quad \text{Équation III-48}$$

Pour trouver cet enrichissement moyen, un algorithme de Newton-Rhapson est appliqué. Pour deux valeurs initiales e_0 et e_1 de l'enrichissement moyen, les compositions de chaque zone

combustible sont reconstruites à partir des rapports d'enrichissements et des taux de dilution des actinides mineurs précédemment définis (cf. Table III-3).

Pour chacune des valeurs, un cœur est reconstruit selon la méthode décrite au III.4. Les sections efficaces de chaque zone combustible sont calculées sur un maillage énergétique à 33 groupes. Un calcul de flux en théorie de la diffusion est effectué sur le cœur neuf.

Ce flux est utilisé pour calculer l'évolution isotopique du cœur sur une durée de T_{irr}^{FDC} . Un calcul de criticité permet de calculer la réactivité du cœur à cet instant. Comme on s'intéresse à l'évolution globale du cœur, on estime que la théorie de la diffusion permettra d'atteindre une précision suffisante sur le flux macroscopique à moindre frais.

Si les deux réactivités correspondantes ρ_0 et ρ_1 sont différentes de zéro, la valeur suivante pour le calcul de l'enrichissement moyen est donnée par l'Équation III-49.

$$e_n = e_{n-1} - \frac{\rho_{n-1}}{\rho_{n-1} - \rho_{n-2}}(e_{n-1} - e_{n-2}) \quad \text{Équation III-49}$$

Des itérations sont ainsi réalisées jusqu'à convergence d'une réactivité proche de zéro en fin de cycle à l'équilibre $\rho_{FDC} = 0 \pm 100 \text{ pcm}$. La composition définitive du cœur en début de vie est alors trouvée.

III.5.2.2 Etape 2 : Calcul du cycle à l'équilibre

La composition du cœur en début de vie ayant été déterminée, les calculs fins pour sa caractérisation en début et fin de cycle à l'équilibre peuvent être réalisés. Les sections efficaces sont recalculées, avec un schéma multi-groupe fin à 1968 groupes pour les zones combustibles. Un calcul de flux en théorie du transport, suivi de la résolution de l'équation de Bateman permettent de faire évoluer ce cœur neuf pendant une durée correspondant au début de son cycle à l'équilibre. Nous faisons donc ici l'hypothèse d'un flux constant entre le début de vie et le début de cycle à l'équilibre du cœur.

Le calcul du poids des barres absorbantes est effectué. Le calcul complet de la « courbe en S » (valeur de la réactivité en fonction de l'enfoncement des barres) demande un calcul de criticité pour chacune de ces cotes. Un calcul en théorie du transport à chacune de ces cotes demandant trop de ressources informatiques, il a été choisi de n'effectuer que deux de ces calculs, un lorsque toutes les barres sont levées et l'autre avec les barres de commandes en position basse. Les valeurs de réactivité pour toutes les autres cotes intermédiaires sont calculées en théorie de la diffusion puis normalisées grâce aux valeurs des deux calculs en théorie du transport. Les résultats obtenus sur le CFV-v1 sont montrés en Figure III-7, sur laquelle la courbe bleue est celle de référence, et la rouge la recalée. On dénote une légère sous-estimation du recalage sur le milieu de la courbe, l'erreur reste cependant négligeable.

L'obtention de cette courbe en S permet ensuite de trouver la cote des barres absorbantes menant à une réactivité nulle (dite cote critique).

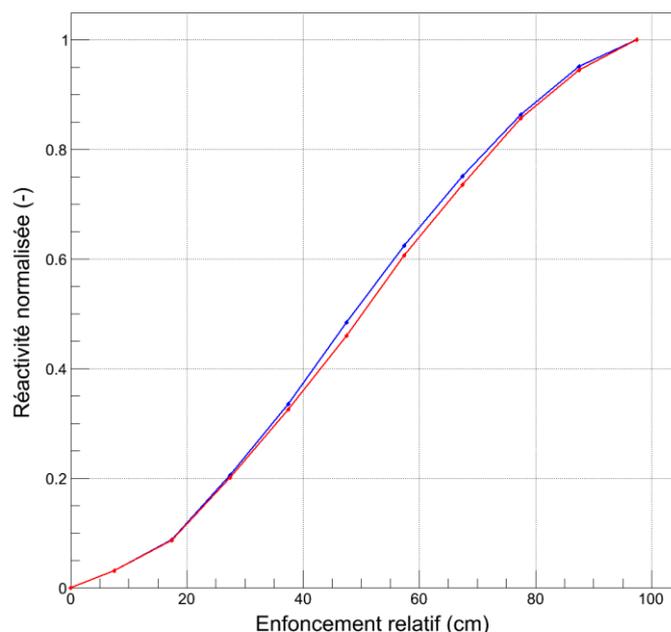


Figure III-7 – Courbe d’efficacité des barres absorbantes (bleu) courbe référence CFV-v1 (rouge) courbe calculée en diffusion recalée

Un calcul de flux en théorie du transport, avec les barres en position critique permet ensuite de caractériser le cœur en début de cycle à l’équilibre. Les différents taux de réaction (puissance, dpa, etc.), le gain de régénération, le bêta effectif, sont alors déterminés.

Ce flux en début de vie est également utilisé pour calculer l’évolution du cœur jusqu’à sa fin de cycle à l’équilibre. On fait alors l’hypothèse – communément admise et validée - d’un flux constant pendant le cycle d’irradiation. Un calcul de criticité après cette évolution permet de déterminer la perte de réactivité pendant le cycle et via celle-ci de trouver la nouvelle cote critique des barres absorbantes (la courbe en S n’est pas recalculée). On obtient alors l’état du cœur à la fin de cycle à l’équilibre et un dernier calcul de flux permet d’obtenir les valeurs d’intérêt. Pour améliorer le temps de calcul, le choix a été fait de ne pas calculer l’irradiation jusqu’à la fin de vie du cœur. Notre étude portera alors sur le cycle à l’équilibre.

III.5.2.3 Etape 3 : Calcul des contre-réactions

L’état nominal du cœur est alors connu en début et fin de cycle à l’équilibre. Il reste à calculer les variations de réactivités induites par les perturbations élémentaires décrites au III.2.5.

Pour chacune des contre-réactions considérée, au nombre de 6 (contre-réaction Doppler, effet densité sodium, dilatation axiale des gaines et des tube hexagonaux, dilatation axiale du combustible, et dilatation du sommier) une géométrie perturbée est générée.

Les sections efficaces de chaque géométrie sont de nouveaux calculées (avec les mêmes hypothèses que précédemment pour éviter tout biais). Les compositions et sections efficaces perturbées sont alors appliquées aux géométries nominales en début et fin de cycle. Un calcul de flux en théorie de la diffusion permet alors de calculer l’écart en réactivité avec le cœur en situation nominale. Les écarts $\delta\rho$ ainsi obtenus permettent ensuite de calculer les contre-réactions élémentaires comme explicité au III.2.5.

III.5.3 Validation du schéma optimisé

Le schéma de calcul bâti selon cette approche optimisée a permis de diminuer le temps d'un calcul de cœur à environ 6 heures, à comparer à 48 heures pour le calcul « Best Estimate », soit un gain d'un facteur 8 environ.

Les résultats de ce schéma de calcul doivent cependant être validés. Ils ont été confrontés aux trois benchmarks associés aux différentes versions du cœur CFV. La Table III-7 regroupe les caractéristiques de ces trois configurations, les données différant de la configuration CFV-v1 sont indiquées en rouge.

Variables	Unités	CFV-v0	CFV-v1	CFV-v2
Rayon extérieur pastille combustible	cm	0.4225	0.4225	0.3695
Rayon intérieur des pastilles couverture fertile	cm	0.11	0.11	0.0
Rayon intérieur des pastilles de la plaque fertile	cm	0.11	0.11	0.0
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile inférieure	cm	0.11	0.11	0.10
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile supérieure	cm	0.11	0.11	0.10
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile externe	cm	0.11	0.11	0.10
Epaisseur du jeu pastille-gaine	cm	0.0125	0.0125	0.009
Epaisseur de la gaine	cm	0.05	0.05	0.05
Diamètre du fil espaceur	cm	0.1	0.1	0.1
Pas d'enroulement du fil espaceur	cm	18	18	18
Nombre de couronne d'aiguilles dans assemblage	-	9	9	10
Epaisseur du tube hexagonal	cm	0.45	0.45	0.36
Epaisseur de la lame de sodium inter-assemblage	cm	0.45	0.45	0.30
Hauteur vase expansion inférieur	cm	93.3	93.3	93.3
Hauteur de la couverture fertile axiale inférieure	cm	30	30	30
Hauteur de la plaque fertile interne	cm	20	20	20
Hauteur de la zone fissile inférieure	cm	25	25	25
Hauteur de la zone fissile supérieure	cm	35	35	35
Hauteur de l'écart cœur interne- cœur externe	cm	20	10	10
Hauteur vase d'expansion supérieur	cm	9.5	7.5	7.5
Hauteur du plénum sodium	cm	50	40	40
Hauteur protection neutronique supérieure	cm	129.1	89.9	89.9
Ratio d'enrichissement zone fissile inférieure/zone fissile externe	-	1.0	1.175	1.093
Ratio d'enrichissement zone fissile supérieure/zone fissile externe	-	1.0	1.175	1.093
Ratio d'enrichissement couverture fertile/zone fissile externe	-	0	0	0
Ratio d'enrichissement plaque fertile/zone fissile externe	-	0	0	0
Teneur en Actinides mineurs zones fissiles	-	0	0	0
Teneur en Actinides mineurs zones fertile	-	0	0	0
Porosité combustible	-	0.955	0.955	0.955
Durée cycle d'irradiation	JEPP	360	360	400
Nombre d'assemblages Internes/Externes	-	198 / 90	177/114	241 / 114
Nombre de couronnes d'assemblages Internes/Externe	-	9/2	9/2	10/2
Nombre d'assemblages absorbants	-	24	18	20

Table III-7 – Caractéristiques des trois configurations benchmarks

L'impact de la dégradation du schéma de calcul sur la configuration de référence CFV-v1 est résumé dans la Table III-8.

Performances	Unités	CFV-v1 Benchmark	CFV-v1 Schéma	Ecart	Incertitudes du schéma référence [132]
Enrichissements (Int/Ext)	(%/%)	23.52 / 20.02	23.82/20.28	0.3 / 0.26	Non applicable
Inventaire Plutonium	kg	4927	4995	68	Non applicable
β_{eff} FdC	pcm	364	365	1	35
Gain de régénération	-	-0.02	-0.022	-0.002	0.05
Perte de réactivité	pcm	-1500	-1490	10	>300
Puissance cœur (Int/Ext)	MW/MW	983 / 507	989 / 497	6 / 10	>30/15
Puissance linéique maximale DdC (Int/Ext)	W/cm	484 / 385	436 / 385	-48 / 0	>24
Puissance linéique maximale FdC (Int/Ext)	W/cm	460 / 344	424 / 346	-36 / 2	>24
Dose maximale	DPA	113	111	2	17
Production d'actinides mineurs par cycle	kg	17.3	16.6	0.7	2.6

Table III-8 – Validation des résultats pour la configuration CFV-v1

Les valeurs globales du cœur sont bien représentées. Le calcul d'enrichissement simplifié mène à un léger sur-enrichissement du cœur, ce qui explique l'erreur sur l'inventaire plutonium en début de vie. Le facteur cinétique β_{eff} , le gain de régénération, les puissances globales des cœurs internes et externes, ainsi que le bilan matière en actinides mineurs sont bien reproduits. L'erreur commise est inférieure à l'incertitude du schéma de référence et ces résultats sont donc validés.

A l'inverse, les valeurs locales présentent des erreurs plus importantes. A l'échelle des assemblages, l'erreur maximale produite sur la puissance moyenne est d'environ 0.3MW, soit une erreur relative de 6% comme indiqué dans la Figure III-8. A l'échelle de chaque assemblage, la puissance linéique maximale dans le cœur interne est sous-estimée au maximum d'environ 10%. Cette erreur est probablement liée à l'absence de la prise en compte du plan de chargement.

Contre-réactions	Unités	CFV-v1 Benchmark	CFV-v1 Schéma	Erreur relative	Incertitude du schéma référence
Contre-réaction Doppler	pcm	-1018	-980	-3.75%	15%
Contre-réaction Sodium	pcm/°C	0.093	0.112	19.5%	20%
Contre-réaction axiale combustible	pcm/°C	-0.2272	-0.304	-13.5%	25%
Contre-réaction axiale gaine	pcm/°C	0.06084	0.05688	-6.5%	20%
Contre-réaction axiale TH	pcm/°C	0.01935	0.01678	-13%	20%
Contre-réaction sommier	pcm/°C	-0.8812	-0.903	-2.4%	20%

Table III-9 – Validations des contre-réactions en fin de cycle à l'équilibre

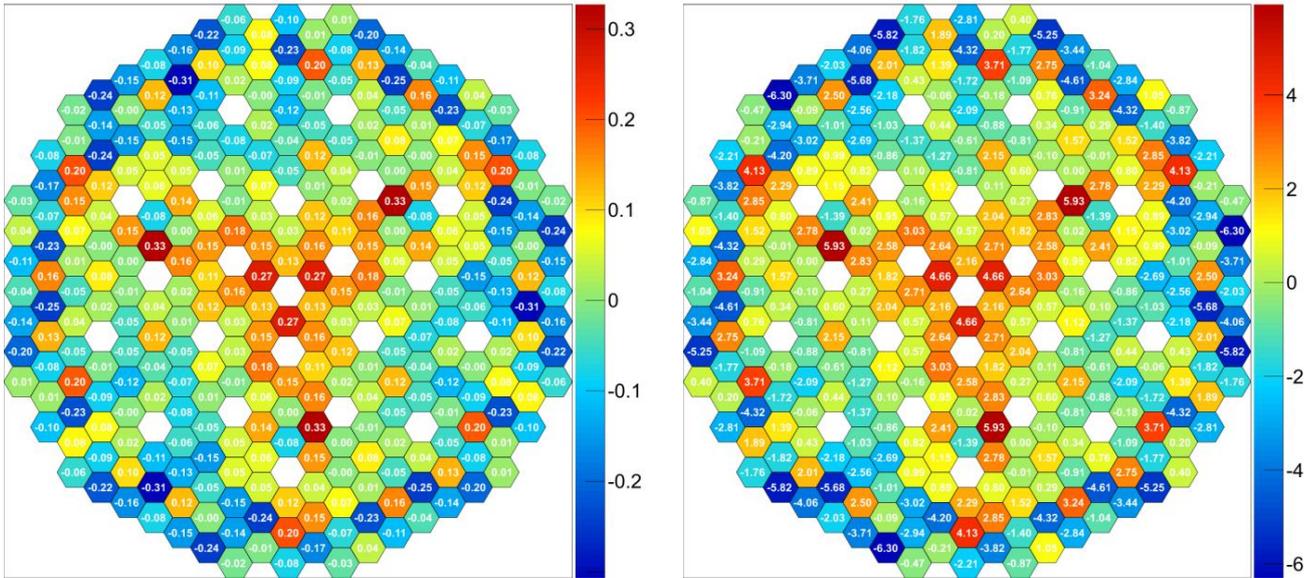


Figure III-8 – Ecart absolu (à gauche) et relatif (à droite) par assemblage

Les résultats concernant les contre-réactions neutroniques sont également satisfaisants. Les erreurs associées sont globalement dans les marges d'incertitudes du schéma référence, et ce malgré les calculs en théorie de la diffusion sur lesquels les résultats sont basés. L'erreur relative la plus importante concerne l'effet de densité du caloporteur sodium.

Pour les deux autres benchmarks, CFV-v0 et CFV-v2 les sources d'erreurs proviennent à la fois du schéma de calcul simplifié mais également de la reconstruction géométrique basée sur la configuration CFV-v1.

Les configurations produites par le schéma simplifié diffèrent de celles de référence pour les versions CFV-v0 et CFV-v2 du cœur. Les différences sont résumées dans la Table III-10.

Nombre d'assemblages	CFV-v0		CFV-v2	
	Référence	Générée	Référence	Générée
Internes	198	177	241	231
Externes	90	114	114	126
Combustibles	288	291	355	355
Absorbants	24	18	20	18
Inertes	1	4	4	4

Table III-10 – Différences entre configurations référence et générées

Pour chacune des configurations v0 et v2, deux calculs ont alors été réalisés. Un premier utilisant les approximations de calculs décrite précédemment mais appliquée à la géométrie réelle du cœur (vrai positionnement des assemblages). Le second calcul a été réalisé sur la géométrie reconstruite de façon approchée.

Les résultats sont rapportés dans les Table III-11 et Table III-12.

Performances	Unités	CFV-v0 Référence	CFV-v0 vraie géométrie	CFV-v0 schéma complet
Enrichissements (Int/Ext)	%	22.8 / 22.8	22.3 / 22.3	22.2 / 22.2
Inventaire Plutonium	kg	5157	5144	5255 kg
β_{eff} FdC	pcm	364	365	365
Gain de régénération	-	-0.05	-0.04	-0.046
Perte de réactivité	pcm	-1500	-1250	-1575
Puissance linéique maximale DdC	W/cm	478 / 382	435 / 385	440 / 400
Puissance linéique maximale FdC	W/cm	463 / 337	443 / 360	447 / 375
Dose maximale	DPA	115	112	113
Production d'actinides mineurs par cycle	kg/JEPP	0.060	0.049	0.048
Constante Doppler	pcm	-1020	-985	-974
Contre-réaction neutroniques	Unités	CFV-v0 Référence	CFV-v0 vraie géométrie	CFV-v0 schéma complet
Contre-réaction Sodium	pcm/°C	0.090	0.125	0.124
Contre-réaction axiale combustible	pcm/°C	-0.204	-0.260	-0.305
Contre-réaction axiale gaine	pcm/°C	0.058	0.059	0.057
Contre-réaction axiale TH	pcm/°C	0.014	0.014	0.013
Contre-réaction sommier	pcm/°C	-0.864	-0.880	-0.885

Table III-11 – Validations du schéma de calcul pour la configuration CFV-v0

Performances	Unités	CFV-v2 Référence	CFV-v2 vraie géométrie	CFV-v2 schéma complet
Enrichissements (Int/Ext)	%	23.5 / 21.5	23.52 / 21.52	23.4 / 21.4
Inventaire Plutonium	kg	5765	5772	5825
β_{eff} FdC	pcm	365	365	366
Gain de régénération	-	-0.02	-0.02	-0.022
Perte de réactivité	pcm	-1430	-1400	-1450
Puissance linéique maximale DdC	W/cm	321 / 260	276 / 230	311 / 296
Puissance linéique maximale FdC	W/cm	309 / 270	280 / 240	267 / 240
Dose maximale	DPA	110	107	113
Production d'actinides mineurs par cycle	kg/JEPP	0.0532	0.0547	0.051
Contre-réaction neutroniques	Unités	CFV-v2 Référence	CFV-v2 vraie géométrie	CFV-v2 schéma complet
Constante Doppler	pcm	-1018	-995	-984
Contre-réaction Sodium	pcm/°C	0.120	0.125	0.114
Contre-réaction axiale combustible	pcm/°C	-0.219	-0.250	-0.300
Contre-réaction axiale gaine	pcm/°C	0.070	0.67	0.066
Contre-réaction axiale TH	pcm/°C	0.017	0.012	0.010
Contre-réaction sommier	pcm/°C	-0.882	-0.898	-0.895

Table III-12 – Validation du schéma de calcul pour la configuration CFV-v2

Les écarts aux calculs de référence sont globalement plus réduits sans approximation géométrique. Il y a cependant deux exceptions notables, concernant les puissances linéiques

maximales dans le cœur et la contre-réaction sodium. La somme des deux types d'approximations tend à diminuer l'écart produit, ce qui signifie une compensation des deux erreurs. Sur les géométries réelles, on retrouve une erreur d'environ 50W/cm sur les puissances linéiques locales, et une surestimation de la contre-réaction de la dilatation du sodium. On peut conclure que les limitations principales du schéma de calcul développé concernent ces deux grandeurs.

La Table III-13 résume les écarts totaux produits sur les trois benchmarks par les approximations géométriques et de calculs.

Erreurs	Unités	CFV-v0	CFV-v1	CFV-v2
Enrichissements (Int/Ext)	%	-0.6 / -0.6	0.3 / 0.26	-0.1 / -0.1
Inventaire Plutonium	kg	-98	68	60
β_{eff} FdC	pcm	1	1	1
Gain de régénération	-	0.004	-0.002	-0.002
Perte de réactivité	pcm	75	10	-20
Puissance linéique maximale DdC	W/cm	-38 / 18	-48 / 0	-10 / 36
Puissance linéique maximale FdC	W/cm	-16 / 38	-36 / 2	-42 / -30
Dose maximale	DPA	-2	2	3
Constante Doppler	pcm	46	38	34
Contre-réaction Sodium	pcm/°C	0.0336	0.01871	-0.006
Contre-réaction axiale combustible	pcm/°C	-0.1014	-0.0768	-0.0812
Contre-réaction axiale gaine	pcm/°C	-0.001	-0.00396	-0.00355
Contre-réaction axiale TH	pcm/°C	-0.00038	-0.00257	-0.00659
Contre-réaction sommier	pcm/°C	-0.0212	-0.0218	-0.0132

Table III-13 – Erreur du schéma de calcul sur les trois benchmarks

L'essentiel des variations de ces grandeurs est bien représenté par le schéma de calcul. L'erreur maximale sur les valeurs locales de la puissance linéique ne dépasse pas les 50W/cm ; de plus, les variations globales de cette grandeur sont bien représentées.

Compte tenu du gain de temps apporté par le schéma de calcul ainsi que de l'objectif d'exploration de la méthode, ces erreurs sont jugées acceptables pour la suite de la méthode et la construction de la base d'apprentissage pour les métamodèles. Cependant, les résultats concernant les valeurs locales de la puissance linéique devront être considérés avec attention, et leurs tendances devront être analysées.

III.6 Construction des métamodèles

III.6.1 Définition des sorties d'intérêts

Le schéma de calcul adapté à la méthodologie a été construit. Malgré une forte réduction de son temps d'exécution, il reste cependant trop coûteux pour pouvoir appliquer une méthode exploratoire directement sur celui-ci. Afin de réaliser des analyses globales de sensibilité et des optimisations multicritères, nous avons choisi de construire des modèles de substitution capables de remplacer efficacement le schéma de calcul tout en présentant des temps d'appel très courts (de 10^{-3} à 10^{-2} s).

Le choix des sorties représentées par des métamodèles a été orienté par les objectifs des réacteurs de Génération IV, et du projet ASTRID. Les principaux critères retenus sont la sûreté, l'économie, et la durabilité. Les critères concernant la non-prolifération tiennent plus de la gestion du combustible et de son cycle et sont considérés comme hors du cadre de cette étude. Les performances retenues du cœur sont présentées dans la Table III-14.

Performance	Abréviation	Définition	Optimisation	Classification	Unité	Valeur CFV-v1
Inventaire plutonium	IPU	Quantité de plutonium nécessaire à la divergence	A minimiser	Coût	kg	4900
Perte de réactivité par cycle	DRHO	Perte de réactivité compensée par la remontée des barres de contrôle	A rapprocher de zéro	Sûreté	pcm	-1500
Production effective d'actinides mineurs	AMeff	Production des déchets à haute activité à vie longue	A minimiser	Durabilité	kg/JEPP	0.044
Gain de régénération	GR	Production effective de matière fissile pendant l'irradiation	A maximiser	Durabilité	-	-0.02
Puissance linéique maximale	PLIN _{max}	Puissance maximale générée dans 1cm d'aiguille	A minimiser	Sûreté	W/cm	480
Dose maximale sur la gaine	DPA _{max}	Endommagement de la gaine responsable de sa fragilisation	A minimiser	Sûreté	DPA	120
Contre-réaction sodium	CRNA	Changement de réactivité induit par la dilatation du sodium	A minimiser	Sûreté (acceptabilité)	pcm/°C	0.092

Table III-14 – Définition des performances d'un cœur RNR-Na

L'inventaire plutonium en début de vie est un paramètre exprimant le coût du combustible du cœur. Dans une certaine mesure, il exprime également la faisabilité d'un cœur puisque les réserves de plutonium existantes sont limitées. Cette performance doit donc être la plus basse possible.

La perte de réactivité pendant un cycle est une performance exprimant la contrôlabilité du cœur. Pendant l'irradiation, la matière fissile est consommée et la réactivité intrinsèque du cœur diminue. Cette perte est compensée durant l'opération du réacteur par un retrait progressif des barres absorbantes de contrôle. La diminution de cette perte de réactivité limite donc le mouvement des barres de contrôle et diminue donc la probabilité et les conséquences d'un retrait intempestif de barres. Cette performance est donc ici un estimateur de sûreté.

La production d'actinides mineurs, représente la quantité effective de déchets à haute activité et vie longue produite durant un jour d'irradiation. Dans un cœur de réacteur à neutrons rapides, la haute énergie des neutrons rend possible la transmutation de ces déchets. Cette quantité est donc à minimiser et exprime la durabilité du système (à noter que cette performance dépend également d'aspects liés au cycle du combustible et au devenir de ces actinides lors du retraitement, ces aspects dépassent le cadre des présents travaux).

Le gain de régénération mesure la capacité d'un cœur à produire de la matière fissile en même temps qu'il en consomme. Il exprime l'excès (ou la perte si négatif) de la matière fissile produite par rapport à celle consommée. Le déploiement d'un parc de RNR-Na est dépendant de cette caractéristique. Il s'agit d'un estimateur de la durabilité à maximiser et est défini comme (Équation III-50 et Équation III-51) [133].

$$\text{Gain de régénération} = \sum_n \sum_i w_i \frac{C_{i-1}^n + D_{\rightarrow i}^n - A_i^n - D_{i \rightarrow}^n}{F} \quad \text{Équation III-50}$$

$$\text{Avec } w_i = \frac{(\nu\sigma_f - \sigma_a)_i^n - (\nu\sigma_f - \sigma_a)_{U238}^n}{(\nu\sigma_f - \sigma_a)_{Pu239}^n - (\nu\sigma_f - \sigma_a)_{U238}^n} \quad \text{Équation III-51}$$

La puissance linéique maximale ainsi que la dose maximale sur la gaine sont tous deux des estimateurs de sûreté de l'élément combustible.

- Le premier est un estimateur direct de la marge à la fusion du combustible en conditions nominales.
- Le second exprime l'endommagement de la gaine par le flux de neutrons, responsable de sa fragilisation. Sa minimisation diminue donc la probabilité d'une rupture de gaine pendant l'irradiation.

Enfin, le coefficient de vide constitue un des objectifs principaux des cœurs CFV. La diminution de ce coefficient signifie que la dilatation ou la vidange du sodium ne sera pas suivie d'une excursion de puissance (diminution de la réactivité). La diminution de cet estimateur est donc considérée comme une amélioration de la sûreté.

III.6.2 Planification d'expériences

Les paramètres permettant de représenter un cœur CFV dans son ensemble ont été présentés au III.4. L'association de ces paramètres avec leur plage de variation permet de constituer le domaine d'étude, pour la construction des métamodèles. 30 paramètres ont alors été étudiés. Les nombres de couronnes d'assemblages interne et externe ainsi que la gestion du combustible ont été gardés constants. Cela a permis de limiter à la fois les biais dus à construction géométrique simplifiée et les effets de forte discontinuité que ces paramètres pourraient impliquer. Par manque de temps, d'autres bases d'apprentissages de métamodèles incluant ces paramètres n'ont pu être construites. Cela reste cependant possible puisque le schéma de calcul construit précédemment est capable de simuler ces configurations et a été validé sur la

configuration CFV-v2. Le domaine d'étude est présenté dans la Table III-15 (en rouge les trois paramètres non considérés).

Une fois le domaine d'étude défini, deux plans d'expériences ont été construits selon la méthode expliquée au chapitre II. La *base d'apprentissage* de 3000 points a donc été construite selon un plan LHD minimisant la discrétance W^2 , et la *base de validation* de façon à minimiser la discrétance de la somme des deux plans d'expériences. Des études précédentes [134] ont montré que quelques centaines de points étaient suffisants pour obtenir des métamodèles précis sur un modèle simplifié (en géométrie 2D-RZ). Compte tenu de la complexité accrue de notre modèle ainsi que du nombre plus important de variables, 3000 points ont été choisis pour chacune des deux bases de données.

Une fois les plans d'expériences déterminés, la plateforme URANIE a été utilisée pour générer automatiquement les jeux de données correspondant et lancer les calculs. En prenant un temps de calcul d'environ 6 heures par configuration, et compte-tenu que les calculs ont été lancés sur un cluster de 128 processeurs, la construction de ces bases de données a duré approximativement 12 jours.

III.6.3 Résultats – Validation des métamodèles

Pour représenter les 7 performances, 11 métamodèles ont été construits : deux sont nécessaires pour la dose maximale sur la gaine (un pour la dose du cœur interne et un pour la dose du cœur externe) et 4 le sont pour la puissance linéique maximale (un métamodèle pour chaque cœur et pour le début et la fin du cycle à l'équilibre).

La méthode d'amélioration itérative des métamodèles présentée au chapitre II a été appliquée deux fois à chaque métamodèle, en ajoutant à chaque fois 25 points à chaque base de données. Ceci a permis de réduire les erreurs maximales commises et d'atteindre des coefficients de prédictivité supérieurs à 95%. L'ensemble des résultats et paramètres de ces 11 métamodèles est présenté dans la Table III-16.

Pour le coefficient de contre-réaction sodium, la méthode a été appliquée 4 fois. Malgré cela, le coefficient de prédictivité reste inférieur au critère de 95%, et les itérations n'ont pas montré de gain significatif sur le Q^2 . Cette difficulté est attribuée à l'incertitude venant du calcul en théorie de la diffusion de ce coefficient.

Au total, 1200 calculs supplémentaires ont été réalisés pour ces itérations, soit un surplus de deux jours de calculs sur le même cluster.

Un métamodèle supplémentaire représentant l'enrichissement moyen du cœur a également été construit. Il servira dans la suite afin de vérifier que les configurations produites n'ont pas un combustible dont l'enrichissement dépasse 30% (cf. III.7.2). Ce métamodèle sert donc à représenter une contrainte de conception. Son pouvoir de prédiction dépasse 99%, il n'a donc pas été raffiné avec la méthode itérative.

Variable d'optimisation	Unité	Borne minimale	Borne maximale	Référence
Rayon extérieur pastille combustible	Cm	0.25	0.55	0.4225
Rayon intérieur des pastilles couverture fertile	Cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la plaque fertile	Cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile inférieure	Cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile supérieure	Cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile externe	Cm	0.0	0.2	0.11
Épaisseur du jeu pastille-gaine	Cm	0.0075	0.0325	0.0125
Épaisseur de la gaine	Cm	0.04	0.08	0.05
Diamètre du fil espaceur	cm	0.075	0.25	0.1
Pas d'enroulement du fil espaceur	cm	15.0	25	18
Nombre de couronne d'aiguilles dans assemblage	-	6	12	9
Épaisseur du tube hexagonal	cm	0.30	0.6	0.45
Épaisseur de la lame de sodium inter-assemblage	cm	0.30	0.6	0.45
Jeu de montage entre les aiguilles	cm	0.01	0.01	0.01
Hauteur vase expansion inférieur	cm	70	110	93.3
Hauteur de la couverture fertile axiale inférieure	cm	5	35	30
Hauteur de la plaque fertile interne	cm	5	40	20
Hauteur de la zone fissile inférieure	cm	10	40	25
Hauteur de la zone fissile supérieure	cm	10	40	35
Hauteur de l'écart cœur interne- cœur externe (diabolo)	cm	1	20	10
Hauteur vase d'expansion supérieur	cm	5	15	7.5
Hauteur du plénum sodium	cm	30	60	40
Hauteur protection neutronique supérieure	cm	70	150	89.9
Ratio d'enrichissement zone fissile inférieure/zone fissile externe	-	0.80	1.33	1.175
Ratio d'enrichissement zone fissile supérieure/zone fissile externe	-	0.80	1.33	1.175
Ratio d'enrichissement couverture fertile/zone fissile externe	-	0	0.15	0
Ratio d'enrichissement plaque fertile/zone fissile externe	-	0	0.15	0
Teneur en Actinides mineurs zones fissiles	-	0	7	0
Teneur en Actinides mineurs zones fertile	-	0	10	0
Porosité combustible	-	0.94	0.97	0.955
Durée cycle d'irradiation	JEPP	300	450	360
Nombre de couronnes d'assemblages internes	-	9	9	9
Nombre de couronnes d'assemblages externes	-	2	2	2
Gestion 1/n du combustible	-	4	4	4

Table III-15 – Domaine d'étude des métamodèles neutroniques

Réponse modélisée	Unité	Nombre de neurones cachés N_h	Nombre de paramètres du réseau de neurones N_p	Q^2 (%)	MAX	Incertitude du schéma référence	Erreur maximale du schéma de calcul
Inventaire plutonium (IPU)	kg	5	167	99	75	non applicable	68
Perte de réactivité (DRHO)	pcm	5	167	99	400	>300	10
Gain de régénération (GR)	%	9	299	99	0.02	0.05	0
Production effective d'actinides mineurs (AMeff)	kg/EFP D	8	266	99	0.005	0.007	0.002
Dose maximale sur le cœur interne	DPA	5	167	97	6	15	2
Dose maximale sur le cœur externe	DPA	6	200	97	5	15	2
Puissance linéique maximale cœur interne DdC	W/cm	7	233	97	37	>20	48
Puissance linéique maximale cœur interne FdC	W/cm	7	233	97	32	>20	48
Puissance linéique maximale cœur externe DdC	W/cm	7	233	96	29	>20	48
Puissance linéique maximale cœur externe FdC	W/cm	9	299	99	30	>20	48
Coefficient de contre-réaction sodium (CRNA)	pcm/°C	6	200	94	18%	20%	19.5%
Enrichissement moyen	%	10	332	99	0.5	non applicable	0.6

Table III-16 – Résultats et validations de métamodèles

Au final, l'erreur maximale calculée sur la base de validation reste inférieure à l'incertitude du calcul de référence pour la plupart des métamodèles. Les erreurs pour les puissances linéiques locales sont supérieures à cette incertitude, mais restent inférieures au biais produit par le schéma de calcul simplifié sur lesquels ils sont basés. Ces métamodèles sont donc *a priori* validés.

Les erreurs produites par les métamodèles de la perte de réactivité sont supérieures à ces deux bornes. L'erreur maximale calculée pour la perte de réactivité est de 400pcm. La borne inférieure pour l'incertitude du schéma de référence (seule donnée disponible) est de 300pcm. Compte-tenu du caractère exploratoire de la méthode, cette erreur est considérée comme acceptable dans le cadre de nos études.

III.7 Aide à la préconception

III.7.1 Analyse de sensibilité

Les métamodèles construits précédemment vont être utilisés de deux façons :

- pour réaliser des analyses globales de sensibilité en support à la conception, et dont les résultats seront présentés dans ce chapitre,
- en support à des optimisations multicritères, dont les résultats seront développés dans un chapitre ultérieur.

Pour chacune des performances considérées, les indices de Sobol d'ordre 1 et totaux sont calculés. Les sens des tendances sont déterminés via le tracé de courbes en trois dimensions de la performance en fonction de deux variables influentes. Lors de l'élaboration de ces courbes, tous les autres paramètres d'entrée du métamodèle restent constants à leur valeur de référence.

III.7.1.1 Inventaire plutonium

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	66 %	72 %	Diminuer
Rayon externe pastilles combustibles	21 %	25 %	Diminuer
Hauteur de la zone fissile inférieure	1,6 %	2.0 %	Diminuer
Hauteur de la zone fissile supérieure	1,5 %	2.0 %	Diminuer
Hauteur de la plaque fertile interne	1,3 %	1.5 %	Diminuer
Epaisseur du fil espaceur	1,3 %	1.3 %	Diminuer

Table III-17 – Paramètres influents sur l'inventaire plutonium

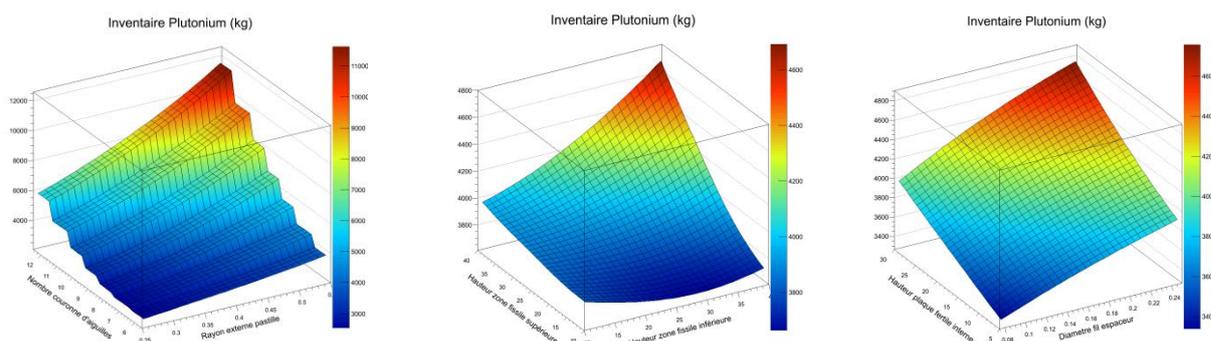


Figure III-9 – Evolution de l'inventaire plutonium en fonction des paramètres les plus influents

Concernant l'inventaire plutonium (cf. Table III-17 et Figure III-9), les effets de taille du cœur sont prédominants. Le volume de combustible dans le cœur est le paramètre essentiel expliquant la variation de cette performance. Ainsi, le nombre de couronnes d'aiguilles dans l'assemblage, le rayon extérieur des pastilles et les hauteurs des différentes zones combustibles apparaissent comme influentes au premier ordre sur l'inventaire plutonium. Les différents rapports d'enrichissement au contraire n'ont pas d'influence significative ; ceci signifie que la quantité de matière fissile nécessaire pour la criticité reste constante quelle que soit sa

répartition dans le cœur [130]. Le diamètre du fil espaceur apparaît également comme ayant une légère influence sur l’inventaire plutonium, la variation de ce diamètre influe directement la quantité d’absorbant dans le cœur (acier constituant le fil) mais également sur la quantité de sodium dans les assemblages via son effet sur le pas du réseau d’aiguilles.

III.7.1.2 Production d’actinides mineurs

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d’ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Taux de dilution d’actinides mineurs dans les zones fissiles	54 %	60 %	Augmenter
Taux de dilution d’actinides mineurs dans les zones fertiles	16 %	18 %	Augmenter
Rayon externe pastilles combustibles	13 %	17 %	Augmenter
Nombre de couronnes d’aiguilles	4.2 %	7.0 %	Augmenter

Table III-18 - Paramètres influents sur la production d’actinides mineurs

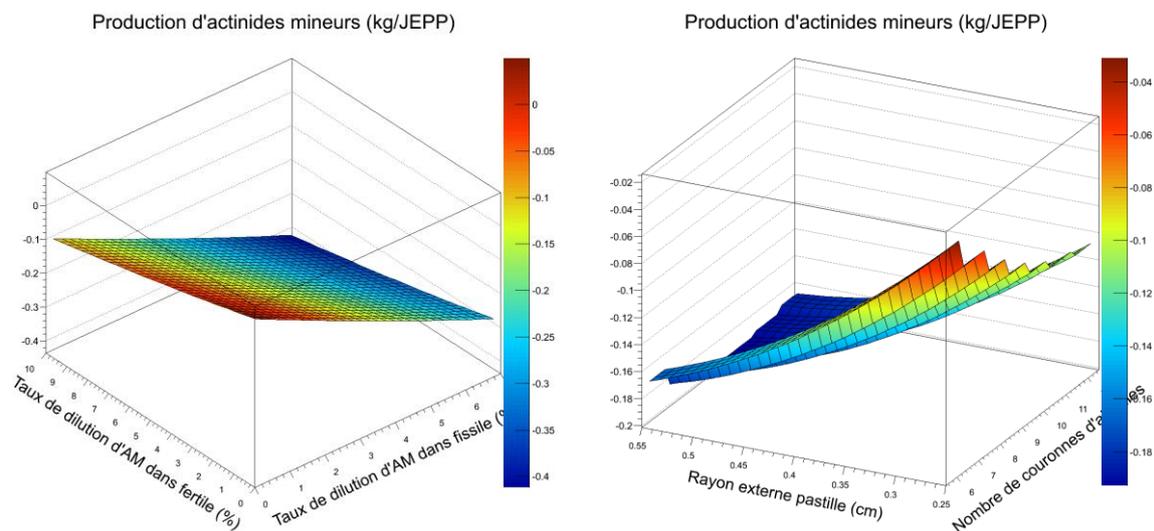


Figure III-10 – Evolution de la production d’actinides mineurs en fonction des paramètres les plus influents

La production d’actinides mineurs par jour d’irradiation est principalement impactée (cf. Table III-18 et Figure III-10) par la dilution initiale de ces actinides dans le combustible. La possibilité de concevoir un cœur capable de brûler efficacement ces déchets est donc une conséquence du choix ou non de diluer ces actinides dans le combustible. L’impact de ce choix sur le comportement du cœur lors de transitoires accidentels de perte de débit sera détaillé dans la suite de l’étude. Cependant, ce choix impacte également la totalité du cycle du combustible, les considérations de sa faisabilité et de son coût sont en dehors du cadre de cette étude.

La géométrie du cœur, et principalement sa géométrie radiale viennent influencer cette performance. Il faut favoriser un cœur de rayon important pour diminuer la production effective de déchets. En effet, plus le cœur sera grand, moins la proportion de neutrons s’échappant de celui-ci sera importante ; la probabilité de transmutations des actinides produits est alors augmentée. Cette performance est antagoniste avec l’inventaire plutonium, via cet effet de taille. Tout changement sur les deux variables du rayon externe des pastilles et du nombre de couronnes d’aiguilles améliorera l’une des performances et dégradera l’autre.

III.7.1.3 Perte de réactivité par cycle

L'analyse de Sobol (Table III-19 et Figure III-11) mène aux mêmes conclusions pour la perte de réactivité que pour la production d'actinides mineurs. L'effet de l'augmentation la taille du cœur sur la diminution des fuites de neutrons favorise la diminution de la perte de réactivité durant le cycle (via la régénération de la matière fissile).

La durée du cycle d'irradiation a une influence non négligeable sur la perte de réactivité ; son raccourcissement tend donc à minimiser cette perte.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Rayon externes pastilles combustibles	44 %	55 %	Augmenter
Nombre de couronnes d'aiguilles	33 %	44 %	Augmenter
Hauteur de la zone fissile inférieure	3,0 %	3.0 %	Augmenter
Hauteur de la zone fissile supérieure	2,5 %	2.5 %	Augmenter
Durée cycle d'irradiation	1,4 %	2.0 %	Diminuer

Table III-19 - Paramètres influents sur la perte de réactivité

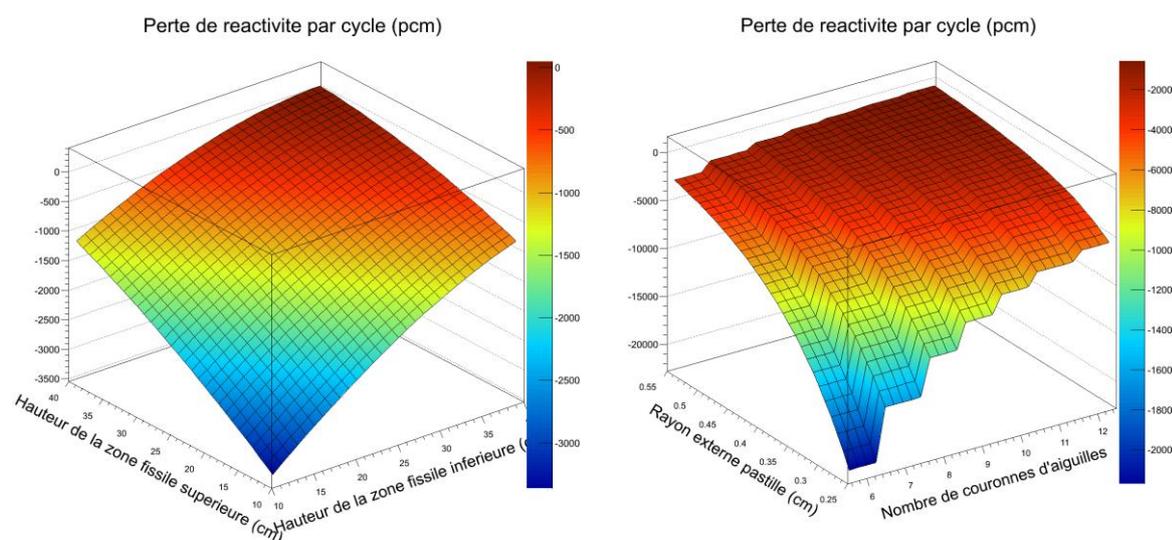


Figure III-11 – Evolution de la perte de réactivité par cycle en fonction des paramètres les plus influents

III.7.1.4 Puissance linéique maximale

La puissance linéique maximale sur une aiguille est impacté par le nombre d'aiguilles dans le cœur et donc par le nombre de couronnes d'aiguilles dans un assemblage (Table III-20 et Figure III-12). Ce paramètre a l'influence la plus importante sur cette performance. Les paramètres géométriques axiaux viennent également impacter cette performance. En effet, l'augmentation des hauteurs combustibles dans le cœur va diminuer la puissance volumique et donc la puissance linéique maximale.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	81 %	85 %	Augmenter
Hauteur zone fissile inférieure	4,9 %	7,3 %	Augmenter
Hauteur zone fissile supérieure	3,8 %	5,5 %	Augmenter
Hauteur couverture fertile inférieure	1,4 %	1,9 %	Augmenter

Table III-20 - Paramètres influents sur la puissance linéique maximale

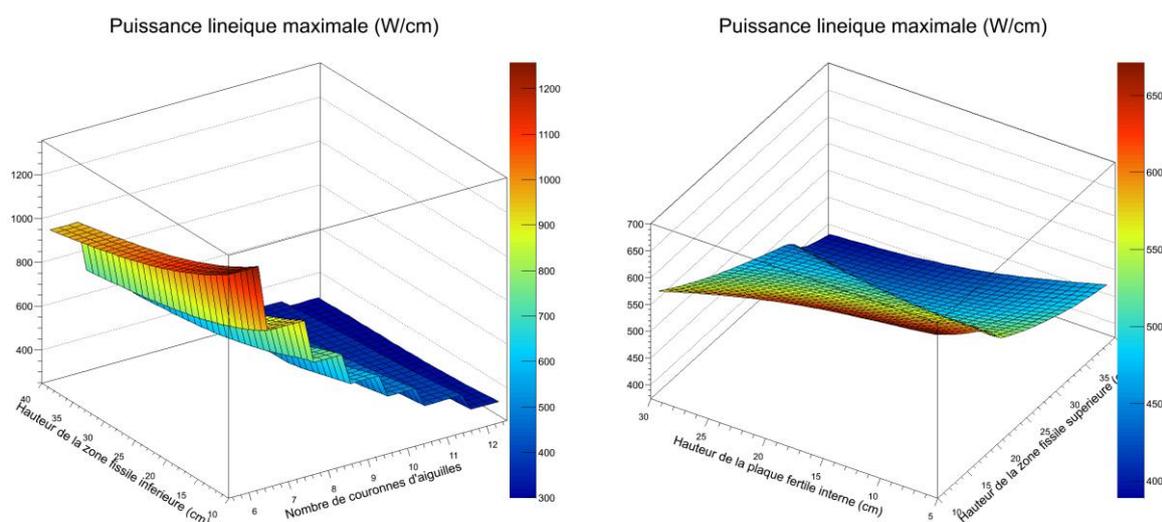


Figure III-12 – Evolution de la puissance linéique maximale en fonction des paramètres les plus influents

III.7.1.5 Endommagement de la gaine

La puissance volumique du cœur est le paramètre majeur influant sur l'endommagement maximum de la gaine (Table III-21 et Figure III-13). Lorsque le nombre de couronnes d'aiguilles augmente ainsi que leur rayon, la puissance volumique va diminuer avec le niveau de flux de neutrons. La dose sur la gaine va alors diminuer. La hauteur de la couverture fertile inférieure a aussi un rôle, probablement par son effet sur la distribution du flux dans le cœur. Enfin, la durée du cycle d'irradiation impacte linéairement la dose maximale reçue par la gaine durant la durée de vie des assemblages.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	56 %	59 %	Augmenter
Rayon externe pastilles combustibles	28 %	31 %	Augmenter
Durée cycle d'irradiation	4,0 %	4.0 %	Diminuer
Hauteur de la couverture fertile inférieure	2,8 %	4.0 %	Augmenter

Table III-21 - Paramètres influents sur la dose maximale sur la gaine

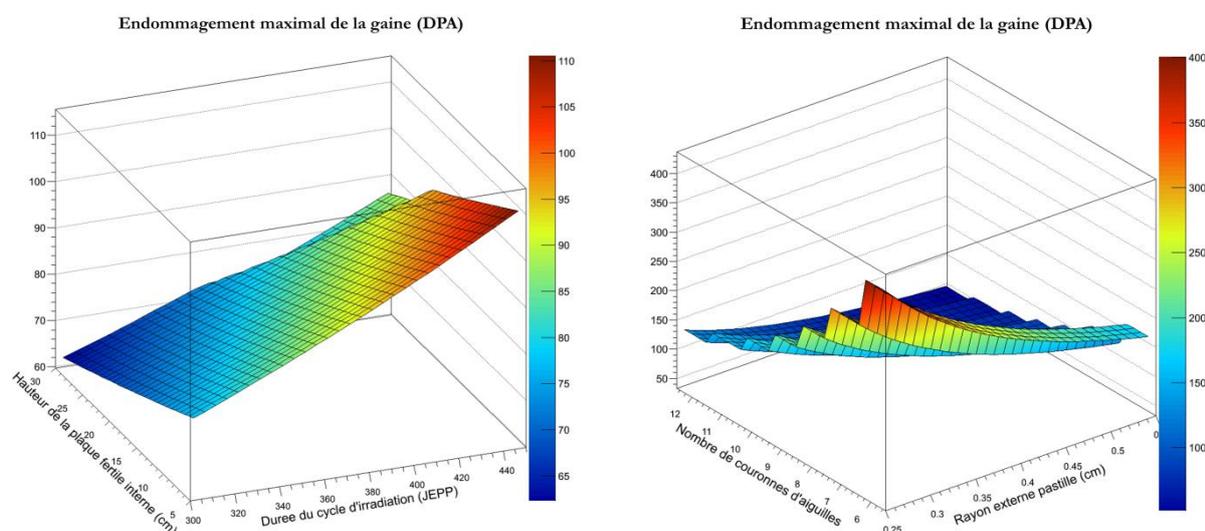


Figure III-13 – Evolution de l'endommagement maximum de la gaine en fonction des paramètres les plus influents

III.7.1.6 Gain de régénération

L'analyse de sensibilité pour le gain de régénération (Table III-22 et Figure III-14) confirme l'interprétation faite pour la perte de réactivité. Un meilleur gain de régénération est obtenu pour des grands cœurs. La diminution de la fuite des neutrons permet d'augmenter le taux d'absorption des neutrons dans le combustible et permet donc d'améliorer sa régénération tout en limitant la perte de réactivité.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Rayon externe pastilles combustibles	58 %	59 %	Augmenter
Nombre de couronnes d'aiguilles	16 %	17 %	Augmenter
Hauteur zone fissile inférieure	4,6 %	4.8 %	Augmenter
Hauteur couverture fertile inférieure	4,2 %	4.2 %	Augmenter
Taux de dilution des actinides mineurs dans les zones fissiles	3,6 %	3.6 %	Augmenter
Hauteur zone fissile supérieure	2,9 %	3.0 %	Augmenter

Table III-22 - Paramètres influents sur le gain de régénération

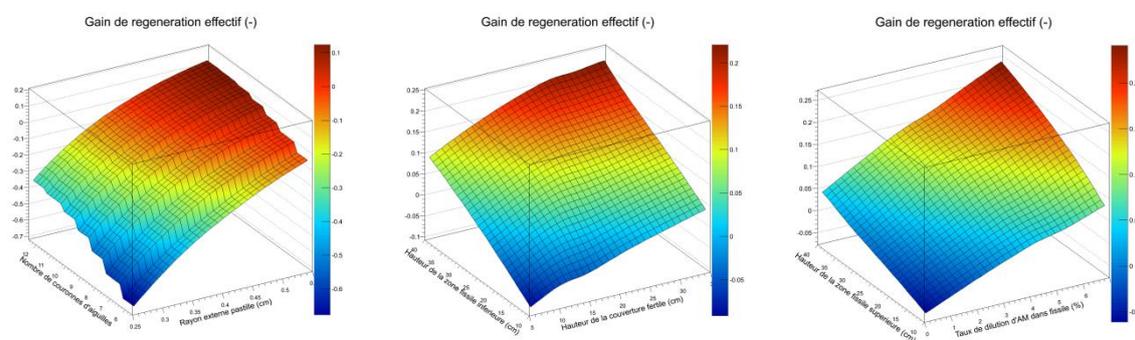


Figure III-14 – Evolution du gain de régénération en fonction des paramètres les plus influents

III.7.1.7 Coefficient de contre-réaction sodium

La diminution du coefficient de contre-réaction sodium dans un cœur RNR-Na peut être réalisée de deux façons, en diminuant la fraction de sodium dans l'assemblage et en favorisant le terme de fuite de cette contre-réaction (cf. III.2.5.2.1). L'analyse de sensibilité (Table III-23) basée sur ce métamodèle montre que la deuxième solution est la plus efficace. La diminution de la hauteur des zones combustibles est très influente pour l'amélioration de cette performance. Le rapport hauteur/diamètre (H/D) du cœur est donc a priori un bon estimateur pour la contre-réaction sodium.

La dilution d'actinides mineurs dans le combustible n'est pas favorable à un faible coefficient de contre-réaction sodium. Il a été montré précédemment que cette variable était très influente pour concevoir un cœur brûlant les actinides mineurs. La possibilité de concevoir un cœur remplissant à la fois les critères de faible vidange et de brûleur d'actinides semble donc compromise.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre	Indices de Sobol d'ordre total	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Hauteur zone fissile inférieure	31 %	34 %	Diminuer
Hauteur zone fissile supérieure	23 %	27 %	Diminuer
Hauteur plaque fertile interne	8,8 %	12 %	Diminuer
Rayon externe pastilles combustibles	7,2 %	11 %	Diminuer
Taux de dilution des actinides mineurs dans les zones fissiles	4,6 %	5.2 %	Diminuer
Hauteur couverture fertile inférieure	3.9 %	5.4 %	Diminuer

Table III-23 - Paramètres influents sur la contre-réaction sodium

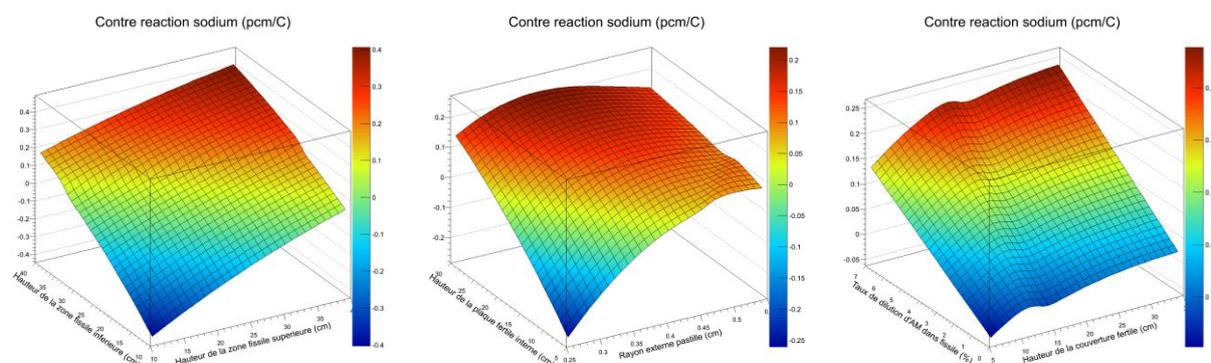


Figure III-15 – Evolution de la contre-réaction sodium en fonction des paramètres les plus influents

III.7.2 Propositions de configurations

Les analyses globales de sensibilité précédentes, avec les métamodèles des performances associés vont être utilisées dans ce paragraphe pour proposer deux configurations montrant des voies d'amélioration par rapport à la référence CFV-v1.

La Table III-24 suivante récapitule les résultats des analyses globales de sensibilité sur les performances retenues. Les variables influentes ont ainsi été regroupées :

- La valeur indiquée correspond à l'indice de Sobol de premier ordre.
- Les signes plus et moins font référence aux tendances : « + » (respectivement « - ») signifie que l'augmentation de la variable mène à une amélioration (respectivement une dégradation) de la performance.
- Le signe « X » est utilisé quand l'influence de la variable est négligeable.

Variables	Inventaire plutonium	Production d'actinides mineurs	Perte de réactivité	Puissance linéique maximale	Dose maximale sur la gaine	Gain de régénération	Contre-réaction sodium
NC_{aig}	-66	+4.2	+33	+81	+56	+16	X
R_{ext}	-21	+13	+44	X	+28	+58	-7.2
H_{PFI}	-1.6	X	X	X	+2.8	X	-8.8
H_{FISINF}	-1.5	X	+3.0	+4.9	X	+4.6	-31
H_{FISSUP}	-1.3	X	+2.5	+3.8	X	+3.0	-23
d_{fil}	-1.3	X	X	X	X	X	X
$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	X	+54	X	X	X	+3.6	-4.6
$\tau_{fertiles}^{AMO_2}$	X	+16	X	X	X	X	X
T_{cycle}	X	X	-1.4	X	-4.0	X	X
H_{CAI}	X	X	X	+1.9	X	+4.2	-3.9

Table III-24 – Récapitulatif des analyses globales de sensibilité : paramètres influents les performances neutroniques

Parmi les 30 variables du domaine d'étude initial, 10 sont influentes sur les performances considérées. Le nombre de couronnes d'aiguilles dans l'assemblage ainsi que le rayon externe des pastilles apparaissent comme très influentes. Les grands changements sur le diamètre du cœur induits par les variations de ces paramètres expliquent ce phénomène. La Figure III-16 montre les variations des différentes performances en fonction de ces deux paramètres. Ces deux paramètres seront à la base des deux configurations proposées dans la suite.

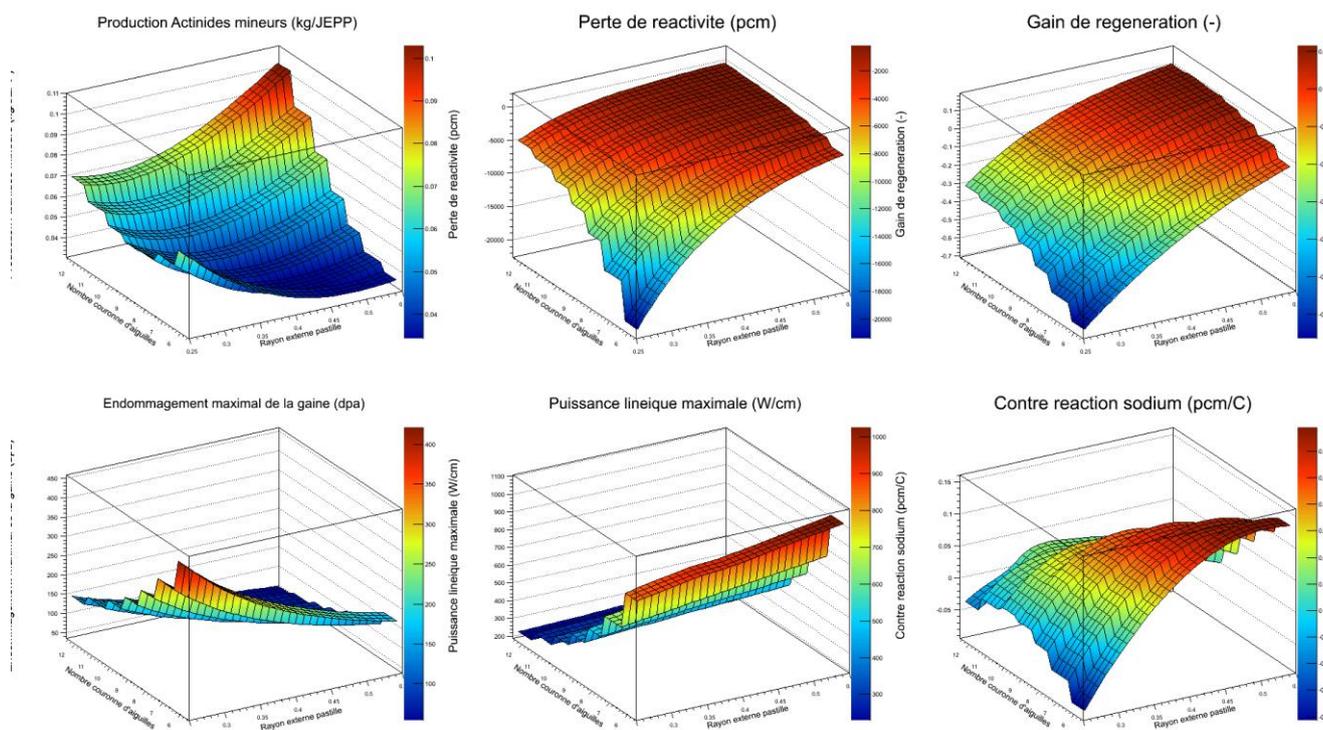


Figure III-16 – Variations des performances en fonction de NC_{aig} et R_{ext}

Les configurations suggérées doivent répondre à un certain nombre de contraintes :

- La dose maximale sur la gaine ne doit pas dépasser 150 DPA : l'acier AIM1 constituant les gaines devient fragile au-delà de cette limite, menant à une très grande probabilité de rupture.
- La perte de réactivité doit être inférieure à 2000pcm : au-delà, le mouvement des barres de contrôle serait trop important.
- La valeur absolue du gain de régénération doit être inférieure à 0.05 : un des objectifs du projet est de concevoir un cœur proche de l'isogénération.
- La puissance linéique maximale doit être comprise entre 325 et 625 W/cm : une valeur trop haute mènerait à des marges à la fusion du combustible trop faible. Des valeurs trop basses sont écartées car le combustible et la gaine ne se lient pas pendant l'irradiation, ce qui ne permet pas d'augmenter la conductivité du jeu pastille-gaine menant à des températures combustible trop élevées.
- Le coefficient de contre-réaction sodium doit être plus faible que 0.25pcm/°C : la valeur de ce coefficient doit être limitée pour des raisons de sûreté et d'acceptabilité ;
- L'entreplat du réseau d'assemblage doit être inférieur à 20cm : au-delà le rayon des cœurs serait trop important, menant à des problèmes de contrôle et de coût.
- Le rapport R_{ext}/e_{gaine} doit être compris entre 5.0% et 8% : plus l'aiguille à un diamètre important plus la contrainte mécanique sur la gaine est importante. Les configurations avec de grandes aiguilles et une gaine fine doivent donc être évitées pour assurer la résistance mécanique de cette dernière (cette contrainte provient des critères RAMSES II, sur les contraintes provenant des gaz de fission acceptables par la gaine. Le retour d'expérience des RNR-Na en France a montré que les bornes 5.0% et 8.5% étaient réalistes et réalisables).

III.7.2.1 Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles »

La Figure III-16 indique que les configurations à grand nombre d'aiguilles et grand rayon externe des pastilles sont potentiellement intéressantes. Elles sont en effet synonymes d'une forte diminution de la puissance linéique maximale, de la dose maximale sur la gaine et de la contre-réaction sodium. Cependant, la contrainte sur la taille maximale du réseau d'assemblage (20cm) fait que l'on ne peut choisir les deux valeurs extrêmes pour ces variables. On sélectionne alors une configuration avec $NC_{aig}=12$ couronnes d'aiguilles et $R_{ext} = 0.3445cm$ de façon à obtenir une taille de l'entreplat du réseau d'assemblage égale à 20cm. On obtient alors une configuration avec un inventaire plutonium très important, une dose maximale sur la gaine faible, et une bonne contre-réaction sodium. Cependant, la puissance linéique est trop basse et le gain de régénération est également trop faible (cf. Table III-25).

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.3445	0.4225
Performances	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	6070	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.050	0.044
Perte de réactivité	pcm	-2000	-1500
Puissance linéique max	W/cm	300	480
Dose max	DPA	100	120
Gain de régénération	-	-0.063	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.023	0.092

Table III-25 – Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles » (1)

Pour améliorer ces performances, l'effet des rapports d'enrichissement des zones fissiles a été évalué (cf. Figure III-17). La diminution du rapport $r_{fissinf}$ et l'augmentation du rapport r_{fissup} , vont favoriser la diminution du coefficient de contre-réaction sodium. En modifiant la composition du combustible, le pic de flux neutronique va se déplacer dans la zone fissile supérieure. Cependant, ce choix va dégrader la production effective d'actinides mineurs, le gain de régénération et la perte de réactivité.

En diminuant le diamètre du fil espaceur et la durée d'irradiation (cf. Figure III-18), on peut cependant compenser la dégradation de la perte de réactivité, du gain de régénération tout en diminuant encore la contre-réaction sodium.

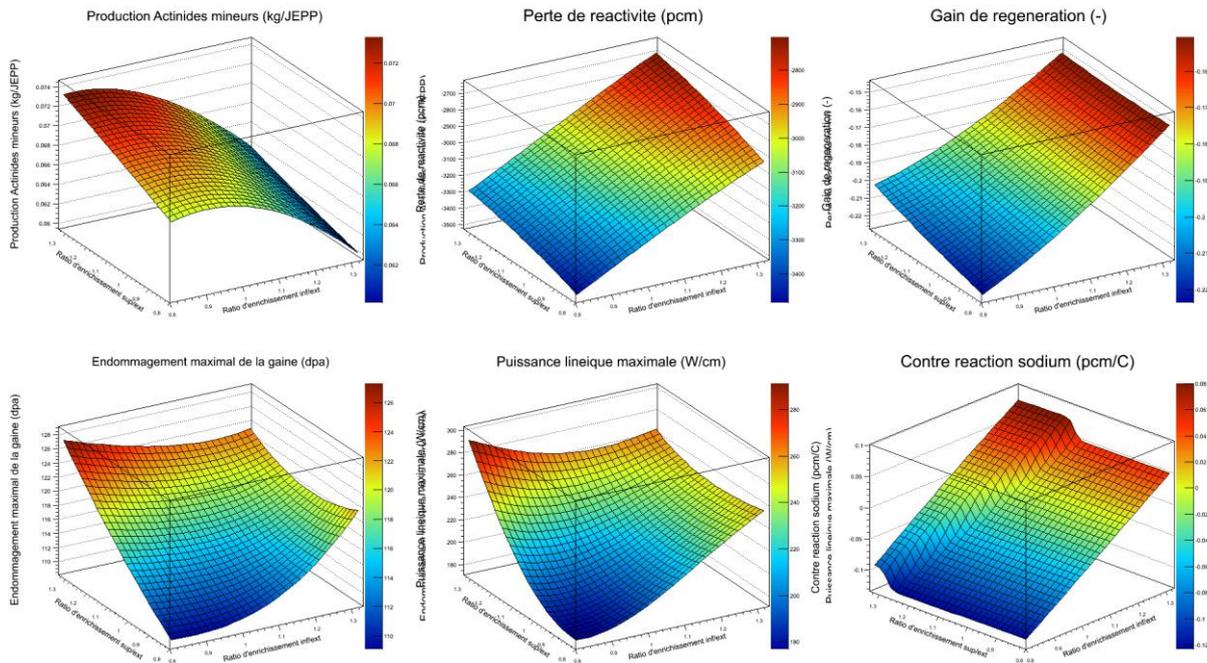


Figure III-17 - Variations des performances en fonction de $r_{fissinf}$ et r_{fissup}

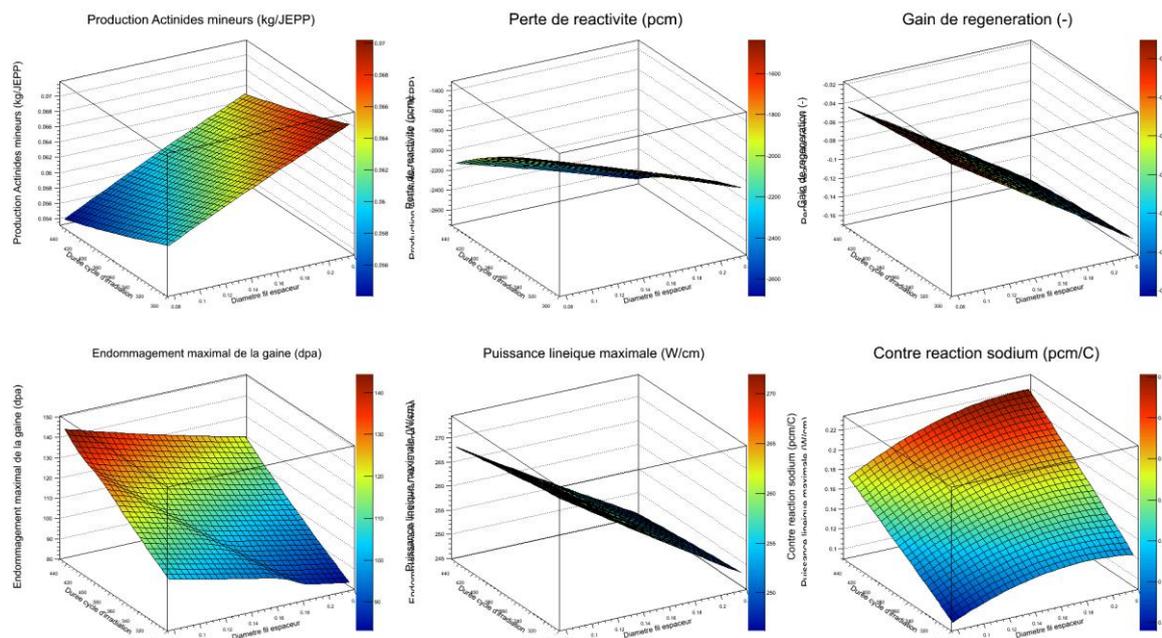


Figure III-18 – Variations des performances en fonction de d_{fil} et T_{cycle}

La configuration obtenue (cf. Table III-26) n’est toujours pas satisfaisante puisque que la puissance linéique et le gain de régénération sont trop faibles. Pour améliorer le gain de régénération, il faudrait alors augmenter la hauteur des zones combustibles, ce qui diminuerait à nouveau la puissance linéique maximale.

On va alors s’intéresser aux rayons des pastilles combustibles. Puisque le diamètre du fil espaceur a été réduit, on peut augmenter légèrement le rayon externe des pastilles tout en gardant un entreplat inférieur à 20cm ; au maximum, on peut sélectionner $R_{ext} = 0.355cm$. On finit alors le design de ce cœur en observant l’effet des rayons internes des pastilles fissiles et fertiles (cf. Figure III-19). En fermant le trou de toutes les pastilles, on peut améliorer le gain de régénération en dégradant la contre-réaction sodium. La configuration finale est détaillée dans la Table III-27.

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.3445	0.4225
r_{fisinf}	-	1.0	1.1748
r_{fissup}	-	1.33	1.1748
d_{fil}	cm	0.075	0.10
T_{cycle}	JEPP	300	360
Performances	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	5700	4900
Production d’actinides mineurs	kg/JEPP	0.050	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1700	-1500
Puissance linéique max	W/cm	300	480
Dose max	DPA	100	120
Gain de régénération	-	-0.06	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.074	0.092

Table III-26 – Configuration dite « à grand nombre d’aiguilles » (2)

Cette configuration, si elle dégrade fortement l'inventaire plutonium et la production d'actinides mineurs, améliore au contraire l'ensemble des autres performances. La contre-réaction sodium est négative, les puissances et dose maximales sont très basses de même que la perte de réactivité. Les quatre estimateurs de sûreté (perte de réactivité, puissance et dose maximale, contre-réaction sodium) sont donc améliorés. Le gain de régénération devient légèrement positif, tout en restant très proche de l'isogénération, ce qui correspond au critère du projet (cf. III.3.1)

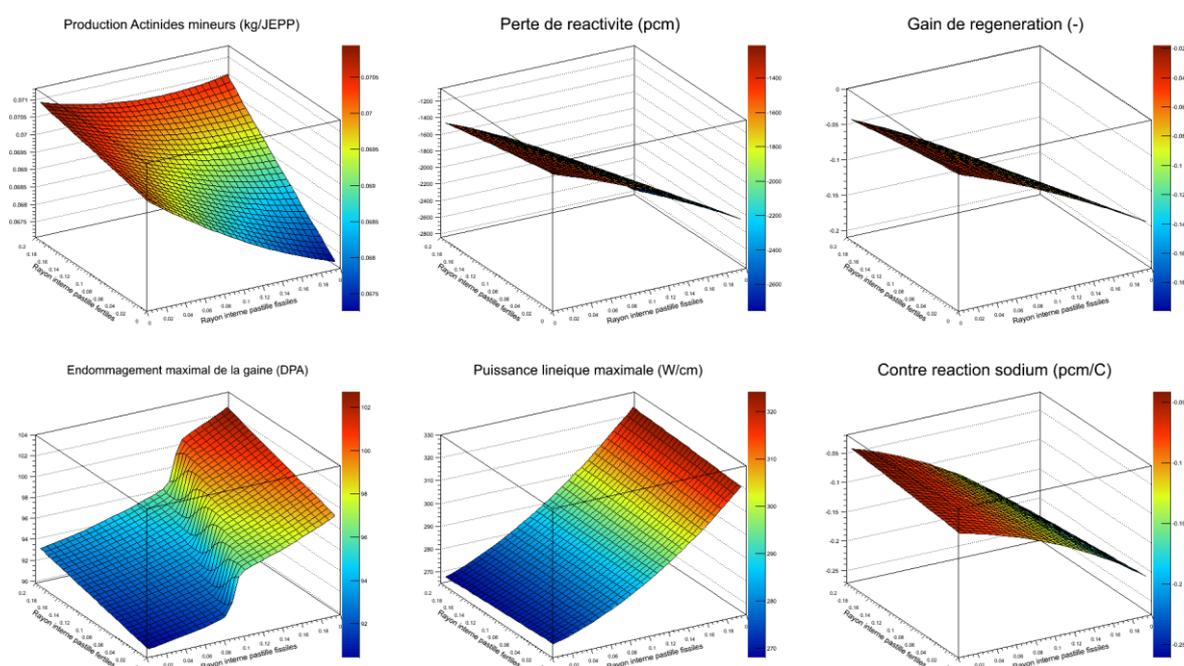


Figure III-19 – Variations des performances en fonctions des rayons internes des pastilles

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.355	0.4225
$r_{fisisnf}$	-	1.00	1.1748
r_{fissup}	-	1.33	1.1748
$R_{mt i}$	cm	0.0	0.11
d_{fil}	cm	0.075	0.10
T_{cycle}	JEPP	300	360
Performances	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	6130	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.056	0.044
Perte de réactivité	pcm	-900	-1500
Puissance linéique max	W/cm	335	480
Dose max	DPA	90	120
Gain de régénération	-	0.006	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.022	0.092

Table III-27 – Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles » finale

Une fois cette configuration identifiée, les résultats prédits par les métamodèles sont validés sur notre schéma de calcul optimisé. Les caractéristiques de cette configuration sont montrées en Table III-28.

Performances	Unités	Valeur prédite par les métamodèles	Valeurs obtenue par schéma de calcul
Inventaire plutonium	kg	6130	6150
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.056	0.060
Perte de réactivité	pcm	-900	-1100
Puissance linéique max	W/cm	335	315
Dose max	DPA	90	90
Gain de régénération	-	0.006	0.010
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.022	-0.027
Caractéristiques cœur	Unité	Valeur	Référence CFV-v1
F_{comb}	%	45.93	42.77
F_{Na}	%	27.31	29.14
F_{gain}	%	14.82	12.47
F_{TH}	%	8.65	9.76
$Entreplat_{réseau}$	cm	19.88	17.50
Nombre aiguilles par assemblage	-	397	217
Constante Doppler	pcm	-972	-980
Fraction de neutrons retardés β_{eff}	pcm	371	364
Enrichissement moyen	% vol.	12.22	13.91
Enrichissement maximum	% vol.	23.79	23.52
Burn-up maximum	at%	10.6	12.6
Puissance volumique zones fissiles	W/cm ³	185	258

Table III-28 – Caractéristiques de la configuration dite « à grand nombre d'aiguilles »

Les valeurs prédites par les métamodèles sont fidèles à celles obtenues par le schéma optimisé. La puissance linéique maximale devient cependant légèrement inférieure au critère de 325W/cm. Compte-tenu de la tendance du schéma de calcul à sous-estimer de 50W/cm cette grandeur, cet écart n'est pas considéré comme significatif.

Les écarts restent inférieurs aux erreurs maximales *MAX* (cf. Table III-16) calculées précédemment pour les métamodèles, ce qui tend à confirmer la qualité de la méthode de validation. Dans tous les cas, ces écarts restent inférieurs aux incertitudes du schéma de calcul de référence ; les résultats sont donc considérés comme valables.

Certaines caractéristiques globales du cœur sont également montrées dans la table précédente. Les différences par rapport à la configuration référence restent faibles pour la plupart d'elles ce qui en fait une configuration a priori viable. Les différences majeures résident dans la baisse de la puissance volumique (augmentation du rayon du cœur) et du burn-up maximum atteint (baisse du temps d'irradiation des assemblages).

A partir de cette configuration, on peut cependant trouver d'autres compromis en changeant simplement le temps d'irradiation. Le burn-up atteint augmentera alors en même temps que la perte de réactivité et la contre-réaction sodium principalement (cf. Figure III-18).

III.7.2.2 Configuration dite « durable »

Pour concevoir une deuxième configuration, on se donne cette fois ci comme objectif premier de minimiser l'inventaire plutonium et la production d'actinide mineurs. Ces deux performances étaient en effet dégradées sur la configuration précédente. Un objectif secondaire est d'obtenir un gain de régénération positif, de façon à obtenir une configuration dite « durable » (peu de plutonium pour la divergence, bonne gestion des déchets et régénération du combustible).

Pour cela, comme précédemment on commence par fixer les paramètres NC et R_{ext} . La Figure III-16 indique qu'un choix d'un faible nombre de couronnes d'aiguilles combiné avec un grand rayon de pastille permettra de satisfaire notre premier objectif. Cependant afin de ne pas atteindre des puissances linéiques maximales trop élevée, les valeurs extrêmes de ces deux paramètres n'ont pas été sélectionnées. Un compromis est fixé avec $NC = 8$ et $R_{ext} = 0.42cm$.

Pour atteindre une production effective d'actinides mineurs négative, les taux de dilutions de ces éléments dans les zones combustibles sont augmentées (cf. Figure III-20). Les valeurs médianes $\tau_{fissiles}^{AMO_2} = 3.5\%$ et $\tau_{fertiles}^{AMO_2} = 5\%$ ont été choisies afin de ne pas pénaliser excessivement la puissance linéique maximale et la contre-réaction sodium.

On obtient la configuration montrée en Table III-29.

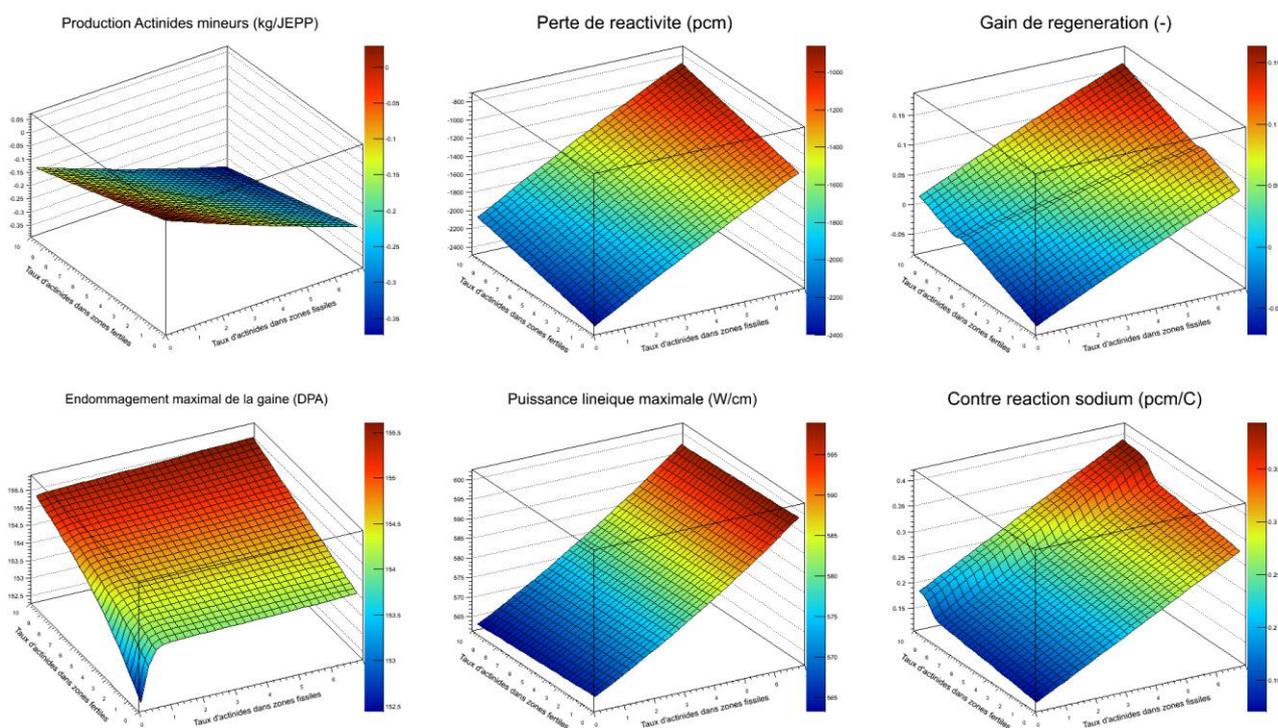


Figure III-20 - Variations des performances en fonction du taux d'actinides mineurs dans les zones fissiles et fertiles

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	8	9
R_{ext}	cm	0.42	0.4225
$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	%	3.5	0
$\tau_{fertiles}^{AMO_2}$	%	5.0	0
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	4110	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.188	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1300	-1500
Puissance linéique max	W/cm	620	480
Dose max	DPA	155	120
Gain de régénération	-	0.06	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.243	0.092

Table III-29 – Configuration dite « durable » (1)

On obtient alors une configuration satisfaisante pour ses objectifs mais trop dégradée sur les autres performances notamment la puissance linéique, l'endommagement de la gaine et la contre-réaction sodium. Comme précédemment, on va alors changer les différents rapports d'enrichissement (cf. Figure III-17), en les diminuant à une valeur $r_{fisinf} = r_{fissup} = 1.10$.

La configuration obtenue (Table III-30) améliore légèrement ces performances mais dégrade alors la perte de réactivité.

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	8	9
R_{ext}	cm	0.43	0.4225
$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	%	3.5	0
$\tau_{fertiles}^{AMO_2}$	%	5.0	0
r_{fisinf}	-	1.10	1.1748
r_{fissup}	-	1.10	1.1748
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	4150	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.186	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1600	-1500
Puissance linéique max	W/cm	600	480
Dose max	DPA	150	120
Gain de régénération	-	0.05	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.223	0.092

Table III-30 - Configuration dite « durable » (2)

Pour améliorer encore cette configuration, on s'intéresse alors aux dimensions axiales du cœur. Augmenter la hauteur du cœur permet d'augmenter toutes les performances sauf la contre-réaction sodium. Pour éviter cet écueil, on décide d'augmenter la hauteur de la plaque fertile à $H_{PFI} = 27.5cm$, tout en diminuant celle de la zone fissile inférieure à $H_{FISINF} = 20cm$. La Figure III-21 montre que cette combinaison devrait améliorer légèrement les trois performances.

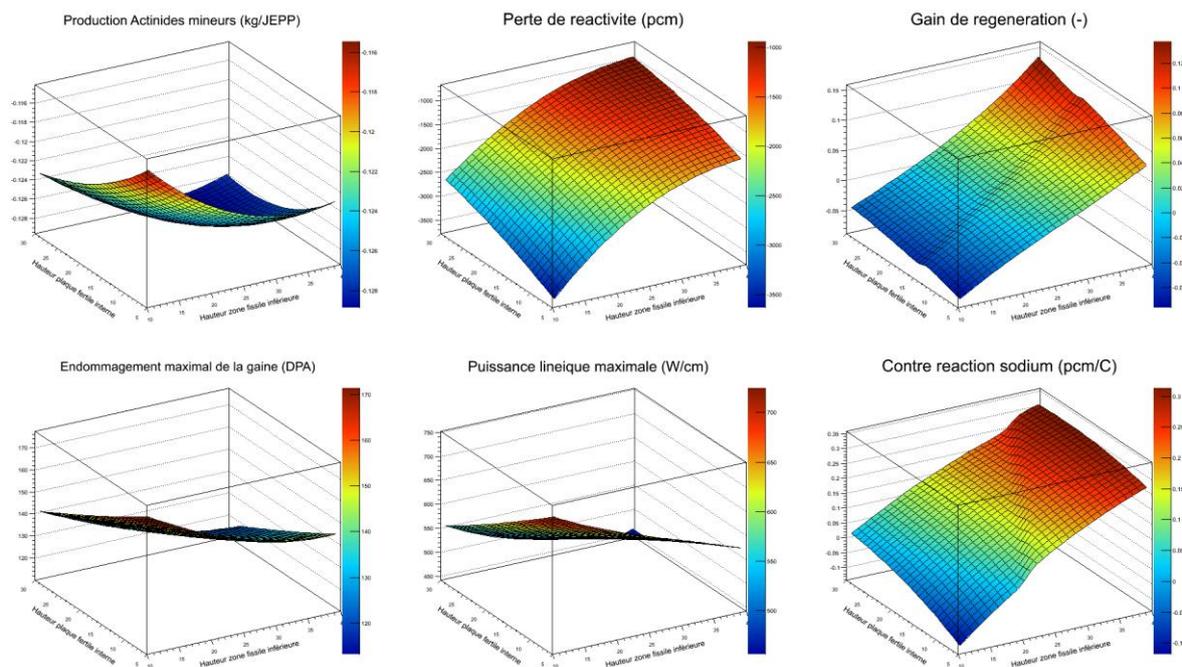


Figure III-21 - Variations des performances en fonction de H_{fisinf} et H_{pfi}

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	8	9
R_{ext}	cm	0.43	0.4225
$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	%	3.5	0
$\tau_{fertiles}^{AMO_2}$	%	5.0	0
r_{fisinf}	-	1.10	1.1748
r_{fissup}	-	1.10	1.1748
H_{FISINF}	cm	20	25
H_{PFI}	cm	27.5	20
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	4300	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.181	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1800	-1500
Puissance linéique max	W/cm	585	480
Dose max	DPA	145	120
Gain de régénération	-	0.04	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.181	0.092

Table III-31 - Configuration dite « durable » (finale)

En effet, on obtient alors une configuration satisfaisante. Les objectifs de durabilité sont atteints (amélioration de l'inventaire plutonium, de la production d'actinides mineurs et gain de régénération positif). Les quatre performances nous servant d'estimateurs de sûreté sont cependant dégradés.

Cette configuration est validée avec notre schéma de calcul référence. Ses caractéristiques sont montrées dans la Table III-32 ci-dessous.

Performances	Unités	Valeur prédite par les métamodèles	Valeurs obtenue par schéma de calcul
Inventaire plutonium	kg	4300	4340
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.181	-0.188
Perte de réactivité	pcm	-1800	-1600
Puissance linéique max	W/cm	585	580
Dose max	DPA	145	138
Gain de régénération	-	0.04	0.03
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.181	0.201
Caractéristiques cœur	Unité	Valeur	Référence CFV-v1
F_{comb}	%	42.29	42.77
F_{Na}	%	29.28	29.14
F_{gaine}	%	12.06	12.47
F_{TH}	%	10.73	9.76
<i>Entreplat_{réseau}</i>	cm	15.83	17.50
Nombre aiguilles par assemblage	-	169	217
Constante Doppler	pcm	-622	-980
Fraction de neutrons retardés β_{eff}	pcm	339	364
Enrichissement moyen	% vol.	14.22	13.91
Enrichissement maximum	% vol.	25.66	23.52
Burn-up maximum	at%	17.4	12.6
Puissance volumique zones fissiles	W/cm ³	283	258

Table III-32 – Caractéristiques de la configuration dite « durable »

Encore une fois, les prédictions des métamodèles sont fidèles aux résultats du schéma de calcul optimisé et reste dans les bornes d'erreurs prédites par la validation des métamodèles. La contre-réaction sodium calculée est légèrement supérieure à sa prédiction mais compte-tenu de la tendance du schéma optimisé à la surestimer cela n'apparaît pas comme un problème majeur. Concernant les caractéristiques générales du cœur, les fractions de matériaux dans les assemblages combustibles sont sensiblement identiques à celle de la référence ; les enrichissements moyen et maximum sont cependant plus élevés. On note surtout une importante différence sur la constante Doppler, principalement due à la dilution des actinides mineurs dans le combustible, comme reporté dans la référence [135]. La même référence indique que cette dilution entraîne également la diminution de la fraction effective de neutrons retardés constatée ici également. Ces deux effets ont potentiellement des impacts importants sur le comportement naturel du cœur lors de transitoires accidentels ; ils seront quantifiés dans le chapitre suivant.

III.8 Conclusions

Ce chapitre a décrit en détail les étapes permettant de construire les métamodèles neutroniques qui seront utilisés pour ces travaux de thèse. Ces métamodèles constituent la première brique de la méthode d'optimisation multicritères mise en œuvre.

Le remontage géométrique utilisé, basé sur la configuration de référence CFV-v1 a été présentée en détail. Malgré les simplifications inhérentes, une fois associée au schéma de calcul optimisé, cette représentation a permis d'obtenir des résultats jugés satisfaisants sur les performances du cœur. Le temps de calcul de la caractérisation d'un cœur dans son cycle d'équilibre a été divisé par 8, et les résultats ont pu être validés sur les trois benchmarks disponibles au moment de la rédaction du présent mémoire de thèse.

Les résultats obtenus montrent une grande fiabilité du modèle sur l'ensemble des caractéristiques intégrales du cœur (gain de régénération, contre-réaction, bilan matière, variation de réactivité), les erreurs commises étant inférieures aux incertitudes du schéma de calcul déterministe « Best-Estimate ». Seules les valeurs locales des puissances linéiques en début et fin de cycle sont entachées d'écarts plus importants (de l'ordre de 10%). Cependant, les résultats sur les trois benchmarks montrent que leurs tendances sont bien représentées ; le modèle a donc été jugé acceptable pour la suite des études.

La paramétrisation et le temps de calcul réduit du schéma de calcul ont permis ensuite la génération de plan d'expériences basé sur 30 paramètres. Un très large ensemble de géométries de cœur différentes a été généré. Les 7200 calculs réalisés ont mené à la construction de 11 métamodèles représentant les principales performances du cœur : inventaire plutonium, perte de réactivité, production de déchets à vie longue, puissance et dose maximale ainsi que contre-réaction sodium. La qualité des métamodèles a été validée. Tous les métamodèles sauf un (contre-réaction sodium) ont été obtenus avec un coefficient de prédictivité Q^2 supérieur à 95%. De même, mis à part la perte de réactivité, tous les métamodèles ont montré une erreur maximale inférieure soit aux incertitudes du schéma Best-Estimate, soit à celles du schéma simplifié. L'erreur commise sur la perte de réactivité, supérieure d'une centaine de pcm à l'incertitude minimale du schéma Best-Estimate, a cependant été jugée acceptable.

Enfin, les métamodèles produits ont été utilisés à des fins d'analyses multicritères. Des analyses globales de sensibilité ont permis de dégager les variables influentes sur les performances des cœurs. À partir de celles-ci, deux configurations de cœur très différentes, améliorant certaines caractéristiques de la configuration référence, ont été proposées.

Une première configuration dite « à grand nombre d'aiguilles » améliore les quatre estimateurs (perte de réactivité, puissance et dose maximale, contre-réaction sodium) de sûreté, mais dégrade l'inventaire plutonium ainsi que la production d'actinides mineurs.

À l'inverse, la seconde dite « durable » améliore les trois performances d'utilisation du combustible (inventaire, régénération et destruction de déchets) mais dégrade fortement les quatre estimateurs de sûreté.

Deux éléments sont alors à souligner :

- Aucune configuration améliorant toutes les performances de la référence n'a été trouvée.
- Sur les 30 paramètres initiaux représentant le cœur, seule une dizaine a été modifiée manuellement pour proposer ces deux configurations. L'exercice montre alors rapidement ses limites puisqu'il est quasiment impossible de modifier simultanément ces 30 paramètres. Les algorithmes d'optimisation utilisés dans le chapitre 5 pallieront ce problème.

Dans le chapitre suivant, ce modèle neutronique sera chaîné à un métamodèle thermo-hydraulique afin d'affiner les estimateurs de sûreté du cœur. Un schéma de calcul avec le code système CATHARE permettra de représenter le cœur et le circuit primaire afin d'estimer la réponse du système en transitoires accidentels non protégés.

IV. Modèle thermo-hydraulique

IV.	MODÈLE THERMO-HYDRAULIQUE	124
IV.1	INTRODUCTION.....	127
IV.1.1	<i>Modélisation du cœur</i>	<i>128</i>
IV.1.2	<i>Modèle cinétique neutronique dans CATHARE</i>	<i>129</i>
IV.1.3	<i>Modélisation des circuits primaire et secondaire</i>	<i>129</i>
IV.1.4	<i>Transitoires thermo-hydrauliques étudiés</i>	<i>130</i>
IV.1.4.1	Hypothèses de modélisation CATHARE	130
IV.1.4.2	Unprotected Loss Of Flow/ Pompes Primaires (ULOF/PP)	131
IV.1.4.3	Unprotected Loss Of Heat Sink (ULOHS)	132
IV.1.4.4	Unprotected Loss Of Flow/Manque de Tension Généralisé - ULOF/MdTG	133
IV.1.4.5	Incertitudes de la modélisation CATHARE	134
IV.2	MISE EN PLACE DES MÉTAMODÈLES THERMO-HYDRAULIQUES	135
IV.2.1	<i>Hypothèses et paramètres de conception considérés</i>	<i>135</i>
IV.2.2	<i>Etude du comportement en transitoire ULOF/MdTG</i>	<i>136</i>
IV.2.2.1	Sorties d'intérêt et métamodèle	136
IV.2.2.2	Analyses de sensibilité.....	137
IV.2.2.2.1	Température maximale en ULOF/MdTG	137
IV.2.2.2.2	Temps d'atteinte du pic de température	139
IV.3	MISE EN PLACE D'UNE CHAÎNE DE CALCUL SIMPLIFIÉE	140
IV.3.1	<i>Simplification de la modélisation CATHARE</i>	<i>140</i>
IV.3.1.1	Simplification des profils de puissance	141
IV.3.1.2	Simplification des profils de contre-réactions	142
IV.3.1.3	Bilan des simplifications de la modélisation CATHARE	142
IV.3.2	<i>Simplification de la mise en zone de débit.....</i>	<i>144</i>
IV.3.3	<i>Validation de la chaîne de calcul simplifiée</i>	<i>145</i>
IV.4	CHAÎNAGE ERANOS-CATHARE UTILISANT DES MÉTAMODÈLES	147
IV.4.1	<i>Métamodèles des paramètres de chaînage neutronique et thermo-hydraulique</i>	<i>147</i>
IV.4.2	<i>Validation du chaînage utilisant les métamodèle neutronique</i>	<i>149</i>
IV.5	CONSTRUCTION DES MÉTAMODÈLES CHAÎNÉS NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUES	150
IV.5.1	<i>Planification d'expériences.....</i>	<i>150</i>
IV.5.2	<i>Résultats – validation des métamodèles</i>	<i>150</i>
IV.5.2.1	Premier jeu de métamodèles	151
IV.5.2.2	Second jeu de métamodèles	151
IV.6	APPLICATION À L'ANALYSE GLOBALE DE SENSIBILITÉ ET À L'APPRÉCIATION DE CONFIGURATIONS	154
IV.6.1	<i>Analyses globales de sensibilité.....</i>	<i>154</i>
IV.6.1.1	Température maximale du sodium en ULOF/MdTG	154
IV.6.1.2	Température maximale du sodium en ULOF/PP	156
IV.6.1.3	Température maximale du sodium en ULOHS	156
IV.6.2	<i>Proposition de configurations.....</i>	<i>158</i>
IV.6.2.1	Retour sur les configurations précédentes.....	158
IV.6.2.1.1	Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles ».....	158
IV.6.2.1.2	Configuration dite « durable ».....	160
IV.6.2.2	Configuration dite « Comportement naturel »	161
IV.7	CONCLUSIONS	167

Figures

FIGURE IV-1 – DÉTAIL DES ÉTAPES DE LA MÉTHODOLOGIE DÉCRITES DANS CE CHAPITRE (ROUGE).....	127
FIGURE IV-2 – DÉCOUPAGE RÉFÉRENCE (2011) DU CŒUR CFV-v1 EN 7 DÉRIVATIONS.....	128
FIGURE IV-3 – REPRÉSENTATION SCHÉMATIQUE DE LA MODÉLISATION DU CŒUR DANS CATHARE	128
FIGURE IV-4 – SCHÉMATISATION CATHARE DU CIRCUIT PRIMAIRE ASTRID	130
FIGURE IV-5 – COURBES DE DÉCROISSANCE DE DÉBIT (NORMALISÉ) DES CIRCUITS PRIMAIRE (G) ET SECONDAIRE (D).....	131
FIGURE IV-6 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOF/PP (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D)	132
FIGURE IV-7 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOHS (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D)	133
FIGURE IV-8 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE ENTRÉE ET SORTIE D’ASSEMBLAGES EN ULOF/MdTG (G) ET CONTRIBUTION DES CONTRE-RÉACTIONS (D).....	133
FIGURE IV-9 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	139
FIGURE IV-10 – ÉVOLUTION DU TEMPS D’ATTEINTE DU PIC DE TEMPÉRATURE EN ULOF/MdTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	139
FIGURE IV-11 – SIMPLIFICATIONS DES PROFILS DE PUISSANCE : PROFIL DE PUISSANCE PLAT (G) ET PROFIL EN ESCALIER (D)	141
FIGURE IV-12 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE DU SODIUM EN SORTIE DE LA DÉRIVATION CHAUDE.....	141
FIGURE IV-13 – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE DE LA DÉRIVATION 4 SANS (BLEU) ET AVEC (ROUGE) LES SIMPLIFICATIONS DES CONTRE-RÉACTIONS	143
FIGURE IV-14 – ZONES DE DÉBITS ASSOCIÉES À LA CONFIGURATION RÉFÉRENCE (G) ET CALCULÉES (D)	145
FIGURE IV-15 – ÉVOLUTION TEMPORELLE DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE D’ASSEMBLAGE. BLEU : CAS RÉFÉRENCE. ROUGE : CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ (G) ET ÉCART ASSOCIÉ (D)	146
FIGURE IV-16 – ÉVOLUTION TEMPORELLE (G) DE LA TEMPÉRATURE EN SORTIE D’ASSEMBLAGE RÉFÉRENCE (ROUGE) ET AVEC CHAÎNAGE AVEC MÉTAMODÈLES (BLEU), ET ÉCART ASSOCIÉ (D).....	149
FIGURE IV-17 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG EN FONCTION DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	154
FIGURE IV-18 – CORRÉLATION ENTRE CONSTANTE DOPPLER ET TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG.....	155
FIGURE IV-19 - CORRÉLATION ENTRE PERTE DE CHARGE CŒUR ET TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG.....	155
FIGURE IV-20 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/PP EN FONCTIONS DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	156
FIGURE IV-21 – ÉVOLUTION DE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOHS EN FONCTIONS DES PARAMÈTRES LES PLUS INFLUENTS.....	157
FIGURE IV-22 – VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES ULOX EN FONCTION DE NC_{AIG} ET D_{FIL} ...	162
FIGURE IV-23 – VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES ULOX EN FONCTION DE H_{FISINF} ET H_{FISSUP}	163
FIGURE IV-24 – VARIATIONS DE LA PERTE DE RÉACTIVITÉ (G) ET DU GAIN DE RÉGÉNÉRATION (D) EN FONCTION DE H_{PFI} ET T_{AM}	164
FIGURE IV-25 - VARIATIONS DES TEMPÉRATURES MAXIMALES EN TRANSITOIRES EN FONCTION DE H_{PFI} ET T_{AM}	164

Tables

TABLE IV-1 – PROPORTION ET DURÉE DE VIE DES PRÉCURSEURS EN RNR-NA	129
TABLE IV-2- DOMAINE D’ÉTUDE PRÉLIMINAIRE	136
TABLE IV-3 – QUALITÉ DES MÉTAMODÈLES EN ULOF/MdTG.....	137
TABLE IV-4 – ANALYSE DE SENSIBILITÉ PRÉLIMINAIRE : PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG.....	138
TABLE IV-5 – ANALYSE DE SENSIBILITÉ PRÉLIMINAIRE : PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LE TEMPS D’ATTEINTE DU PIC DE TEMPÉRATURE EN ULOF/MdTG.....	139
TABLE IV-6 – PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUE.....	140
TABLE IV-7 – ÉCARTS ENTRE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE ATTEINTE PAR LE SODIUM AVEC LES CONTRE-RÉACTIONS MODIFIÉES ET LA RÉFÉRENCE.....	142
TABLE IV-8 – SIMPLIFICATION DES PROFILS DANS CATHARE	142
TABLE IV-9 – PARAMÈTRES DU CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ NEUTRONIQUE ET THERMO-HYDRAULIQUE	143
TABLE IV-10 – ERREURS PRODUITES INDIVIDUELLEMENT PAR LES SIMPLIFICATIONS DES PROFILS.....	144

TABLE IV-11 – PUISSANCES PAR ZONES DE DÉBIT CAS DE RÉFÉRENCE ET CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ	145
TABLE IV-12 – INCERTITUDES ASSOCIÉES AU CHAÎNAGE SIMPLIFIÉ	146
TABLE IV-13 – COEFFICIENTS DE PRÉDICTIVITÉ DES MÉTAMODÈLES DES PROFILS DE PUISSANCE	148
TABLE IV-14 – COEFFICIENTS DE PRÉDICTIVITÉ POUR LES MÉTAMODÈLES DU CHAÎNAGE	148
TABLE IV-15 – MÉTAMODÈLES DES SORTIES THERMO-HYDRAULIQUES.....	151
TABLE IV-16 – PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE C(X) INCLUS DANS LES MÉTAMODÈLES	152
TABLE IV-17 MÉTAMODÈLES DES SORTIES THERMO-HYDRAULIQUES AVEC PARAMÈTRES DE CHAÎNAGE	153
TABLE IV-18 –PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/MdTG	154
TABLE IV-19 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOF/PP.....	156
TABLE IV-20 – PARAMÈTRES INFLUENTS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE EN ULOHS.....	157
TABLE IV-21 – PERFORMANCES NEUTRONIQUES ET THERMO-HYDRAULIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « À GRAND NOMBRE D’AIGUILLES »	158
TABLE IV-22 – PERFORMANCES NEUTRONIQUES ET THERMO-HYDRAULIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « DURABLE »..	160
TABLE IV-23 – RÉCAPITULATIF DES ANALYSES GLOBALES DE SENSIBILITÉ POUR LES TEMPÉRATURES SODIUM EN TRANSITOIRES NON PROTÉGÉS.....	161
TABLE IV-24 - CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL » (1).....	162
TABLE IV-25 - CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL » (2).....	163
TABLE IV-26 – CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL »	165
TABLE IV-27 – CARACTÉRISTIQUES DE LA CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL ».....	166

Résumé

Ce chapitre décrit les études de fonctionnement/sûreté, menées sur le réacteur ASTRID avec un cœur de type CFV.

Une première étude purement thermo-hydraulique a été menée sur le transitoire de perte générale d’alimentation électrique (ULOF/MdTG). Des métamodèles représentant l’évolution de la température du sodium et le temps d’atteinte du pic de température ont été construits et validés à partir de calculs « Best Estimate ». L’analyse de sensibilité montre que, sans prise en compte de la neutronique, une augmentation du volume du cœur permettait d’améliorer son comportement naturel en diminuant la température maximale du sodium lors du transitoire, et en retardant le temps d’atteinte du pic de température.

Une deuxième étude chaînée neutronique/thermo-hydraulique a été réalisée grâce à des métamodèles construits sur le modèle neutronique présenté au chapitre III. Pour cela, la modélisation CATHARE du cœur a dû être simplifiée. 106 nouveaux métamodèles représentant les paramètres du chaînage (puissance et contre-réactions) ont été construits afin d’alimenter le modèle CATHARE.

La validation de ce chaînage sur un transitoire de référence a permis de vérifier la qualité des résultats. Des métamodèles de la thermo-hydraulique prenant en compte les effets neutroniques ont pu alors être construits et utilisés pour mener des analyses de sensibilité. Ces analyses ont identifié huit paramètres de conception influents sur la température maximale atteinte lors de trois transitoires non protégés : ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS.

La prise en compte des effets neutroniques a donné lieu à des résultats très différents de ceux de la première étude, purement thermo-hydraulique. On montre notamment qu’une réduction de la hauteur du cœur est favorable pour le comportement naturel du cœur.

Ces métamodèles ont enfin permis de proposer une configuration permettant un gain significatif sur les marges de sûreté lors de ces transitoires par rapport à l’image référence.

IV.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous décrivons les différents travaux menés autour de la réponse du cœur lors de transitoires accidentels. L'objectif est d'intégrer dans la démarche de préconception/optimisation des estimateurs décrivant le comportement naturel (i-e sans dispositif de sûreté supplémentaire ni d'intervention opérateur) du cœur lors de transitoires de perte de débit, afin de mesurer sa sûreté intrinsèque et de pouvoir l'intégrer dans la démarche d'optimisation. Ce chapitre décrit en détail les étapes II.10 à II.13 de la méthodologie présentée au chapitre II (étapes montrées en rouge dans la Figure IV-1)

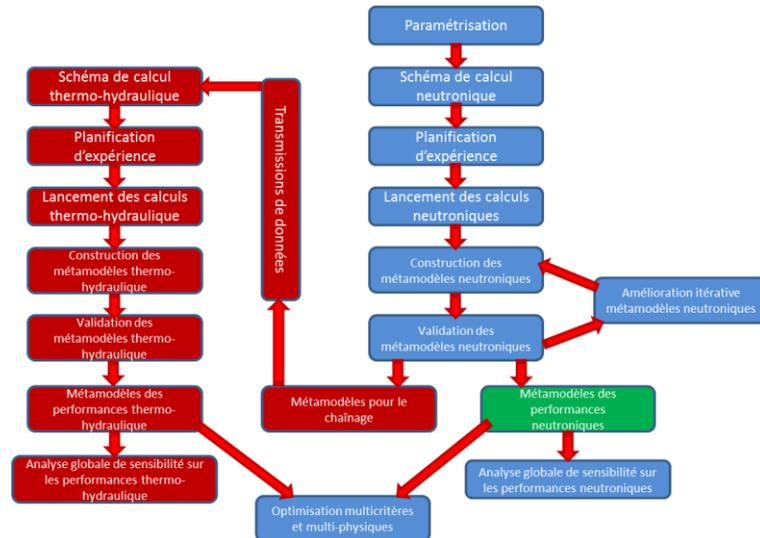


Figure IV-1 – Détail des étapes de la méthodologie décrites dans ce chapitre (rouge)

Le chapitre débute par une description des modèles CATHARE utilisés et des trois transitoires considérés (ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS).

Une première étude purement thermo-hydraulique est menée. Des bases de données et des métamodèles sont construits pour représenter les effets des changements de géométrie du cœur sur son comportement lors du transitoire ULOF/MdTG. Ces métamodèles sont ensuite appliqués pour mener des analyses globales de sensibilité.

Une seconde étude est réalisée afin de mesurer l'influence de la neutronique sur le comportement thermo-hydraulique du cœur. La prise en compte des effets neutroniques et thermo-hydrauliques a alors nécessité la simplification de la modélisation CATHARE. La nouvelle modélisation proposée est validée sur le cœur CFV-v1.

Ensuite, les simplifications apportées ont permis d'alimenter le modèle CATHARE avec les puissances et contre-réactions issus des métamodèles neutroniques.

Ce chaînage a permis de construire des bases de données puis des métamodèles thermo-hydrauliques capables de représenter fidèlement le comportement du cœur lors des transitoires ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS en prenant en compte les deux physiques.

Ces métamodèles ont servi enfin à apprécier le comportement naturel des deux cœurs proposés au chapitre précédent, et d'en proposer un troisième améliorant fortement cette caractéristique.

IV.1.1 Modélisation du cœur

Le cœur CFV-v1 est constitué de 291 assemblages combustibles. Pour simplifier la modélisation, les assemblages de puissances comparables, de même type et de la même zone de débit sont regroupés en dérivation. Les assemblages appartenant à une même dérivation sont alors modélisés par un seul assemblage pondéré du nombre d'assemblages constituant la dérivation. La modélisation référence du cœur CFV-v1 (2011) dans CATHARE contient autant de dérivation que de zones de débits, soit 7. Les assemblages sont alors regroupés comme présenté dans la Figure IV-2.

Le cœur est alors schématiquement représenté dans CATHARE comme dans la Figure IV-3 suivante. L'écoulement de sodium entre les assemblages est représenté par un huitième élément axial.

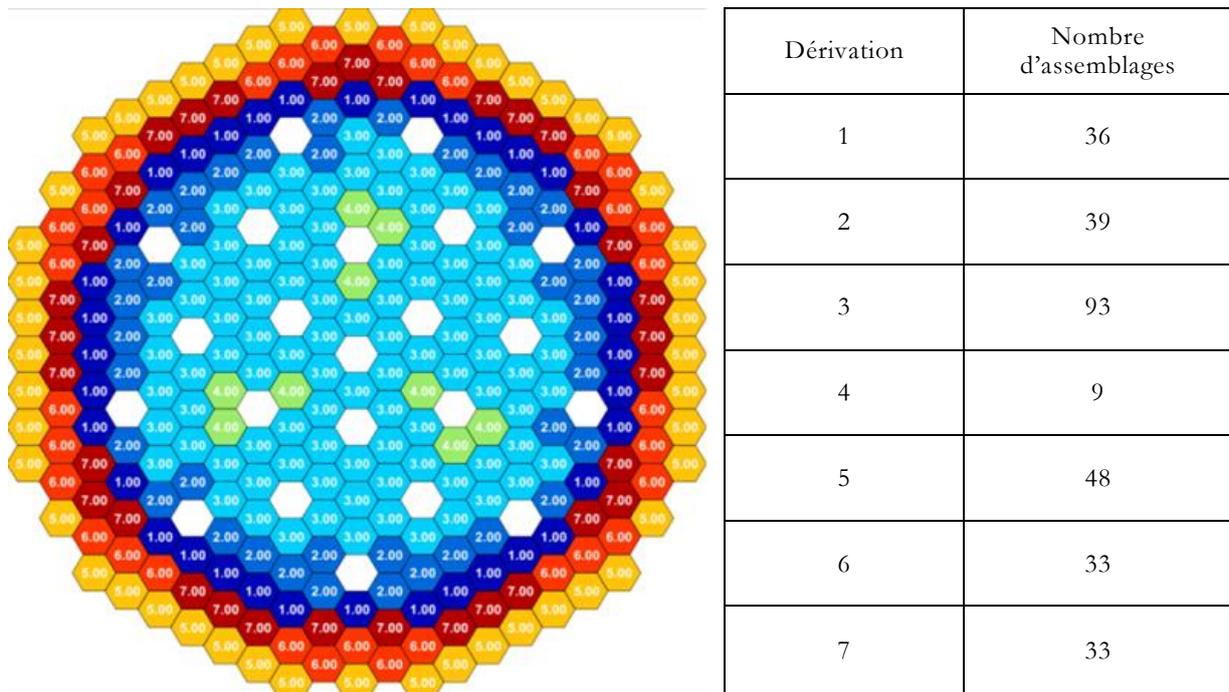


Figure IV-2 – Découpage référence (2011) du cœur CFV-v1 en 7 dérivation

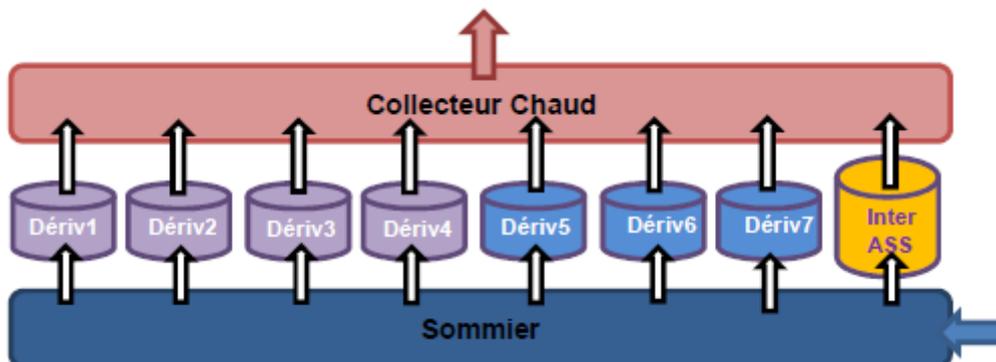


Figure IV-3 – Représentation schématique de la modélisation du cœur dans CATHARE

Chaque assemblage est représenté par un élément 1D, connecté au sommier (structure permettant l'alimentation du cœur) en partie basse et au collecteur chaud en partie haute. Une

dérivation est dédiée à l'écoulement inter-assemblage. Les puissances et valeurs de contre-réactions pour chacun des assemblages sont issues d'ERANOS.

IV.1.2 Modèle cinétique neutronique dans CATHARE

Le calcul de transitoires thermo-hydrauliques d'un réacteur nucléaire nécessite la prise en compte de la cinétique, décrivant l'évolution de sa puissance au cours du temps via les contre-réactions neutroniques. On décrit ici le principe du fonctionnement du module de cinétique implémenté dans CATHARE.

Dans un cœur, la population de neutrons $N(t)$ est composée de neutrons dits « prompts », émis directement après une fission, et de neutrons dits « retardés », émis avec un délai. La proportion de neutrons retardés est appelée β , et les différentes voies de production de ces neutrons sont regroupées en familles de précurseurs c_i caractérisées par leur constante radioactive λ_i . Les équations de la cinétique régissant l'évolution de la population de neutrons et de précurseurs sont données dans les Équation IV-1 et Équation IV-2 suivantes. Dans celles-ci l représente la durée de vie moyenne des neutrons en réacteur.

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{l} N(t) + \sum_i \lambda_i c_i(t) \tag{Équation IV-1}$$

$$\frac{dc_i}{dt} = -\lambda_i c_i + \frac{\beta}{l} N(t) \tag{Équation IV-2}$$

Pour les réacteurs rapides, les calculs référence font appel à 8 groupes de précurseurs dont les caractéristiques sont rappelées dans la Table IV-1 suivante :

Groupe	β_i (pcm)	λ_i (s ⁻¹)
1	5.8	1.24667.10 ⁻²
2	59.8	2.82917.10 ⁻²
3	21.8	4.25244.10 ⁻²
4	54.2	1.33042. 10 ⁻¹
5	115.3	2.92467.10 ⁻¹
6	47.9	6.66488. 10 ⁻¹
7	42.0	1.63478
8	20.5	3.55460

Table IV-1 – Proportion et durée de vie des précurseurs en RNR-Na

Ces équations et constantes permettent par la suite de calculer le comportement du cœur lors de transitoires. Les échauffements des différents matériaux permettent de calculer les variations de réactivité induits (via les contre-réactions neutroniques). Cette réactivité permet d'évaluer les variations du flux neutronique et de la puissance dans le cœur.

IV.1.3 Modélisation des circuits primaire et secondaire

Les cœurs de type CFV-v1 ont été modélisés dans une chaudière de type intégrée à redan (structure séparant les collecteurs chaud et froid du sodium) de forme conique dans le code de thermo-hydraulique système CATHARE.

Le circuit primaire comprend principalement [136]:

- Quatre échangeurs intermédiaires ;
- Trois pompes primaires mécaniques ;

- Quatre échangeurs d'évacuation de la puissance résiduelle (EPuR), et un système EPuR à travers la cuve principale.

L'ensemble du circuit primaire est modélisé ; le circuit secondaire est représenté par des conditions aux limites sur les échangeurs intermédiaires (débit et température de liquide imposés). La modélisation du circuit primaire est schématisée dans la Figure IV-4 suivante.

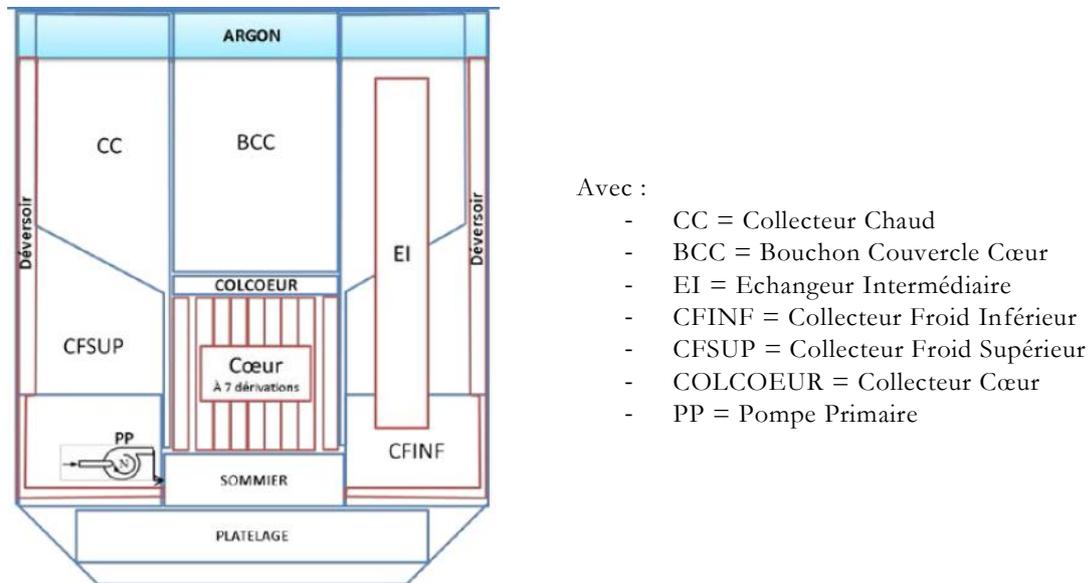


Figure IV-4 – Schématisation CATHARE du circuit primaire ASTRID

IV.1.4 Transitoires thermo-hydrauliques étudiés

Les transitoires thermo-hydrauliques étudiés dans cette thèse sont des transitoires de perte de débit, produits par des pertes d'alimentations dans les différents circuits de la chaudière. Les hypothèses sur les scénarios accidentels sont les suivantes :

- Pas de chute des barres absorbantes.
- Pas de mise en service des échangeurs d'évacuation de puissance résiduelle, des diesels et des dispositifs du 3^{ème} niveau d'arrêt (Dispositif Complémentaire de Sûreté DCS visant à la Prévention : DCS-P de la fusion généralisée du cœur).

Ces hypothèses permettent d'évaluer le comportement naturel du cœur indépendamment de tout dispositif complémentaire de sûreté, et on se situe donc a priori dans les situations les plus pénalisantes possibles.

IV.1.4.1 Hypothèses de modélisation CATHARE

L'architecture du circuit primaire retenue est celle du remontage ASTRID de décembre 2011.

La modélisation CATHARE utilisée pour nos études est basée sur les hypothèses suivantes :

- L'arrêt des pompes mécaniques du circuit primaire se fait sur leur inertie. L'inertie de ces pompes est de 12000 kg.m^2 et le couple de frottement à vitesse nulle est $C_f = 300 \text{ N.m}$. La courbe de décroissance de débit primaire dans le cas de référence est présentée en Figure IV-5 (g).
- Les pompes du circuit secondaire n'étant pas modélisées ; on simule leur arrêt en imposant une courbe de décroissance de débit montrée en Figure IV-5 (d).

- La valeur du coefficient d'échange thermique du jeu pastille-gaine est gardée constante à $6000\text{W/m}^2/\text{°C}$ pour tous les assemblages. Cette valeur vient d'un recalage de la température maximale du combustible réalisé pour le cœur CFV-v1. Ce coefficient est potentiellement source d'incertitudes sur la température du sodium liquide lors de transitoires. Une modélisation raffinée de ce coefficient est possible mais doit faire appel à une simulation avancée avec un code thermomécanique (la référence étant aujourd'hui GERMINAL [137]).
- Les transitoires de perte de débit sont simulés en fin de cycle à l'équilibre, instant considéré comme le plus pénalisant dans les études réalisées au CEA au cours de nos travaux.

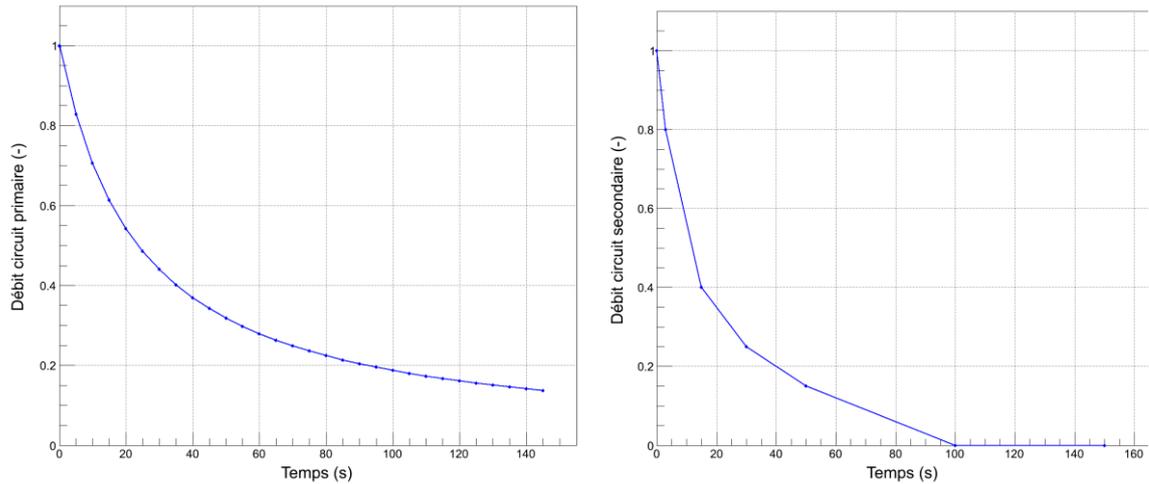


Figure IV-5 – Courbes de décroissance de débit (normalisé) des circuits primaire (g) et secondaire (d)

IV.1.4.2 Unprotected Loss Of Flow/ Pompes Primaires (ULOF/PP)

Le transitoire ULOF/PP correspond au déclenchement des pompes primaires. Les échangeurs au secondaire continuent d'extraire la puissance, et ainsi la température d'entrée cœur va rester froide (Figure IV-6).

La somme des contre-réactions neutroniques induit une insertion de réactivité négative, insuffisante en amplitude et en durée pour étouffer complètement la puissance neutronique. Ceci est dû notamment au fait que la température d'entrée cœur va diminuer entraînant une contraction du sommier et donc une contribution positive. La plus importante contribution positive à la réactivité vient de la contre-réaction Doppler. La baisse globale de la puissance du cœur provoque un refroidissement important du combustible, qui entraîne une composante positive de l'effet Doppler.

La contre-réaction due à la dilatation du sodium est globalement négative car l'augmentation de la température du sodium est plus importante en sortie cœur là où cette contre-réaction est négative [138].

La puissance du cœur restant importante, la température sortie assemblage augmente d'abord rapidement, puis marque une inflexion (quand le Doppler finit par diminuer) mais atteint l'ébullition 3000 secondes environ après le début du transitoire.

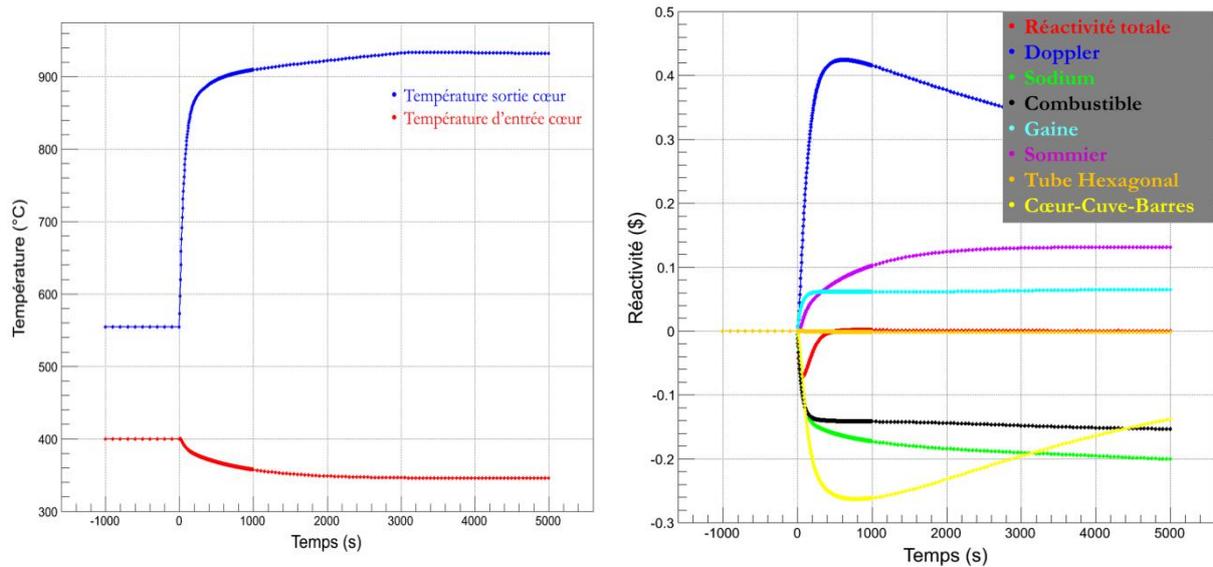


Figure IV-6 – Evolution de la température entrée et sortie d'assemblages en ULOF/PP (g) et contribution des contre-réactions (d)

IV.1.4.3 Unprotected Loss Of Heat Sink (ULOHS)

Le transitoire ULOHS correspond à un déclenchement des pompes secondaires et un assèchement des générateurs de vapeur sans chute des barres, jusqu'à l'annulation du débit secondaire. La convection naturelle au secondaire n'est pas prise en compte ; en effet, on considère que les boucles secondaires sont vidangées.

En l'absence d'extraction de la puissance hors du circuit primaire, les températures d'entrée et sortie cœur augmentent et tendent à s'homogénéiser (Figure IV-7).

La somme des contre-réactions neutroniques est négative, et suffisante pour étouffer la puissance neutronique du cœur environ 2000 secondes après le début du transitoire.

- La contre-réaction sommier est négative car la température d'entrée cœur augmente.
- La contre-réaction sodium devient globalement positive. L'augmentation de température est homogène et ne favorise pas la dilatation du sodium en haut du cœur.
- La dilatation différentielle cœur-cuve-barre devient positive 500 secondes après le début du transitoire.

La puissance du cœur finit par être étouffée après 2000 secondes de transitoire à une température autour de 700°C. Par l'effet de la puissance résiduelle, la température dans le circuit primaire continue à augmenter avec une cinétique lente.

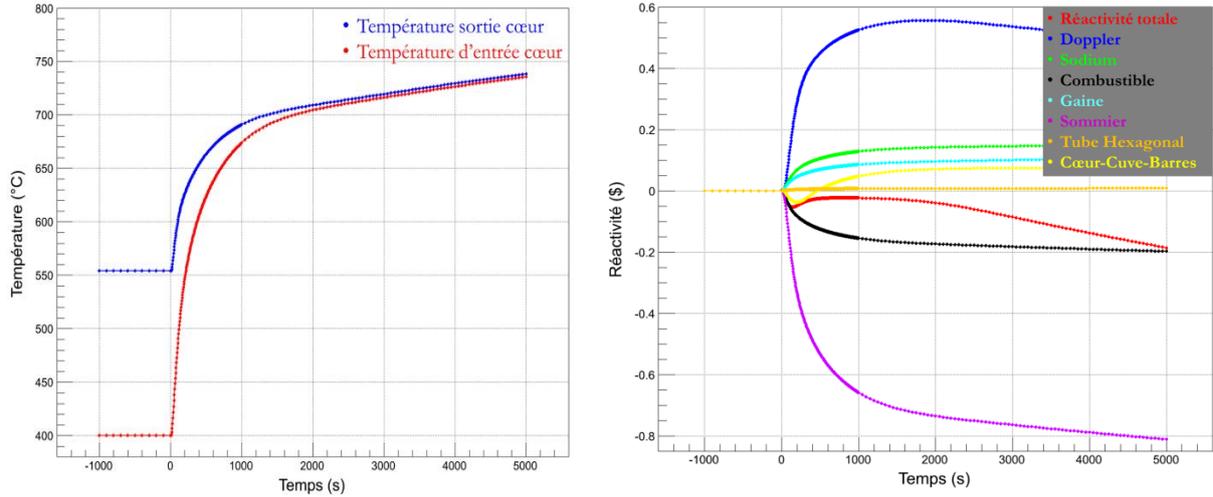


Figure IV-7 – Evolution de la température entrée et sortie d’assemblages en ULOHS (g) et contribution des contre-réactions (d)

IV.1.4.4 Unprotected Loss Of Flow/Manque de Tension Généralisé - ULOF/MdTG

Ce transitoire correspond à un manque de tension généralisé sans chute des barres conduisant au déclenchement des pompes primaires et secondaires.

La somme des contributions des contre-réactions est globalement négative et tend à diminuer la puissance du cœur jusqu’à l’étouffer complètement en 2000 secondes. La contre-réaction Doppler est positive (refroidissement du combustible) mais elle est compensée par les autres contre-réactions notamment celle du sommier qui est négative comme lors d’un ULOHS, et celles du sodium et des dilatations différentielles cœur-cuve-barres, négatives comme lors d’un ULOF/PP.

Après une élévation rapide de la température en sortie cœur, cette température passe par un pic avant de redescendre avec une cinétique plus lente. Le pic de température à 880°C est atteint 370s après le début du transitoire.

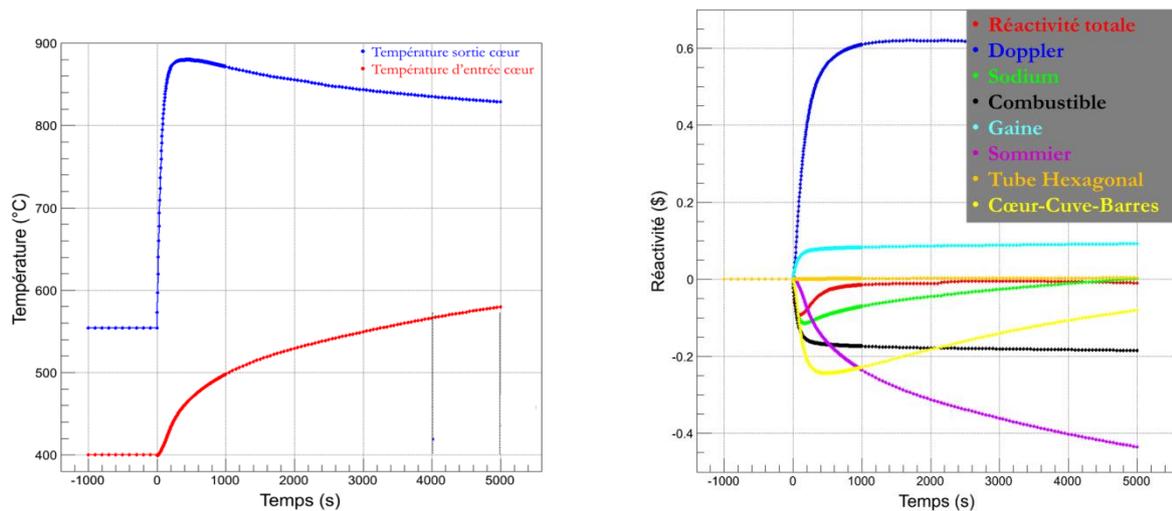


Figure IV-8 – Evolution de la température entrée et sortie d’assemblages en ULOF/MdTG (g) et contribution des contre-réactions (d)

IV.1.4.5 Incertitudes de la modélisation CATHARE

Nous donnons ici une estimation très approchée de l'incertitude associée au modèle de référence CATHARE. Cette estimation est évaluée par l'Équation IV-3.

$$\sigma_{\text{Réf}} = \sqrt{\sigma_{\text{CR}}^2 + \sigma_{\text{1D}}^2} \cong 70^\circ\text{C} \quad \text{Équation IV-3}$$

Deux sources d'incertitudes sont considérées ici :

- $\sigma_{\text{CR}} = 50^\circ\text{C}$: l'incertitude provenant des données d'entrée du modèle (contre-réactions neutronique, coefficient d'échange pastille gaine [139]) prise ici égale à 50°C [140] ;
- $\sigma_{\text{1D}} = 50^\circ\text{C}$: l'incertitude provenant de la modélisation 1D des assemblages dans CATHARE. Des études réalisées au CEA avec le code TRIO_U-MC2 [141] ont montré qu'en régime nominal en sortie du réseau d'aiguille pour un assemblage type CFV, le canal chaud est à une température environ 30°C supérieure à la température de sortie moyenne de l'assemblage. Le canal froid lui est à une température inférieure de 50°C à cette moyenne.

Lors de transitoires de perte de débit (ULOF/MdTG), l'écart de température entre le canal chaud et la température de sortie moyenne se creuse et atteint une valeur de 50°C (pour les CFV-v1 et CFV-v2). On fait alors l'hypothèse conservatrice de garder cette borne supérieure comme valeur de l'incertitude venant de la modélisation 1D de CATHARE.

A cette incertitude inhérente, associée au modèle thermo-hydraulique s'ajouteront les écarts introduits par les fonctions de substitution. Les résultats présentés dans ce chapitre ne sont donc pas « exacts ». Des analyses fines restent à mener pour les confirmer.

IV.2 Mise en place des métamodèles thermo-hydrauliques

Dans cette section, seul le comportement thermo-hydraulique du cœur et du circuit primaire est étudié et représenté par des métamodèles. Les paramètres neutroniques sont gardés constants et égaux à ceux de la modélisation référence du CFV-v1. Les objectifs de cette étude sont :

- Vérifier la faisabilité de la construction de métamodèle représentant des sorties du code CATHARE ;
- Comparer les résultats avec ceux obtenus dans la suite (étude chaînée neutronique/thermo-hydraulique) afin de quantifier l'influence de la neutronique sur la réponse du cœur en transitoire.

IV.2.1 Hypothèses et paramètres de conception considérés

On s'intéresse tout d'abord au comportement du cœur en transitoire, d'un point de vue purement thermo-hydraulique. Seule la géométrie du cœur est modifiée.

Les conditions de fonctionnement nominal (température d'entrée cœur de 400°C et sortie cœur de 550°C) sont également conservées. Ceci est réalisé par une modification des pertes de charges singulières en pied d'assemblage (déprimogènes) en fonction de la géométrie. Un modèle de ré-estimation systématique des coefficients de perte de charge singulière a été implémenté de façon à automatiser cette étape, il est présenté dans l'annexe VIII.3.

Pour cette étude préliminaire, parmi les 30 paramètres de conception étudiés au chapitre précédent seuls 22 sont retenus.

En effet, la composition du combustible agit sur le comportement du cœur en transitoire via les valeurs des contre-réactions neutroniques et la répartition de la puissance dans le cœur. Comme ces valeurs sont pour l'instant gardées constantes, l'influence des 8 paramètres de composition importe est négligée (en réalité, la composition du combustible va jouer notamment sur sa conductivité thermique. Ces effets restent cependant du second ordre [142]).

Les 22 paramètres considérés ainsi que leur plage de variation sont rappelés dans la Table IV-2.

Variable d'optimisation	Unité	Borne minimale	Borne maximale	Référence
Rayon extérieur pastille combustible	cm	0.25	0.55	0.4225
Rayon intérieur des pastilles couverture fertile	cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la plaque fertile	cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile inférieure	cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile supérieure	cm	0.0	0.2	0.11
Rayon intérieur des pastilles de la zone fissile externe	cm	0.0	0.2	0.11
Epaisseur du jeu pastille-gaine	cm	0.0075	0.0325	0.0125
Epaisseur de la gaine	cm	0.04	0.08	0.05
Diamètre du fil espaceur	cm	0.075	0.25	0.1
Pas d'enroulement du fil espaceur	cm	15.0	25	18
Nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage	-	6	12	9
Epaisseur du tube hexagonal	cm	0.30	0.6	0.45
Epaisseur de la lame de sodium inter-assemblage	cm	0.30	0.6	0.45
Hauteur vase expansion inférieur	cm	70	110	93.3
Hauteur de la couverture fertile axiale inférieure	cm	5	35	30
Hauteur de la plaque fertile interne	cm	5	40	20
Hauteur de la zone fissile inférieure	cm	10	40	25
Hauteur de la zone fissile supérieure	cm	10	40	35
Hauteur de l'écart cœur interne- cœur externe (diabolo)	cm	1	20	10
Hauteur vase d'expansion supérieur	cm	5	15	7.5
Hauteur du plénum sodium	cm	30	60	40
Hauteur protection neutronique supérieure	cm	70	150	89.9

Table IV-2- Domaine d'étude préliminaire

IV.2.2 Etude du comportement en transitoire ULOF/MdTG

Le modèle CATHARE, complété par le modèle de perte de charge, permet d'effectuer une étude d'impact des paramètres géométriques du cœur sur son comportement en transitoires.

IV.2.2.1 Sorties d'intérêt et métamodèle

Pour cette étude préliminaire, nous nous intéressons uniquement au comportement du cœur lors d'un transitoire ULOF/MdTG (considéré comme le transitoire de référence en 2011). Comme montré au paragraphe IV.1.4.4, la température du sodium en sortie d'assemblage passe par un maximum avant de diminuer à nouveau.

Nous définissons alors deux critères caractérisant la réponse du cœur à ce transitoire.

- *la température maximale* atteinte, à minimiser afin d'assurer une marge à l'ébullition suffisante. Pour cette étude on arrête les calculs à 1800s, délai de référence pour l'intervention d'un opérateur (activation des EPU), le comportement du cœur après cet instant ne correspond plus à son comportement dit "naturel" et n'est donc pas considéré ;
- *le temps correspondant à ce pic de température*, à maximiser afin d'assurer une cinétique d'évolution de la température plus lente et donc plus favorable.

Le domaine d'étude (Table IV-2) a été échantillonné. Deux plans d'expériences LHD de 2000 points minimisant la discrédance W^2 ont été créés. Pour chacune des configurations de cœur générées, les coefficients de pertes de charges singulières en pied d'assemblage ont été réajustés, et un calcul CATHARE en transitoire ULOF/MdTG a été lancé. Les deux sorties d'intérêt ont été récupérées et compilées en deux bases de données et deux métamodèles ont pu être construits. Les métamodèles résultants sont présentés dans la Table IV-3.

Réponse modélisée	Unité	Nombre de neurones cachés N_h	Nombre de paramètres du réseau de neurones N_p	Q^2 (%)	MAX	Incertitude du schéma référence
Température maximale	°C	2	52	93	65	>70
Temps d'atteinte du pic de température	s	5	127	85	250	Non disponible

Table IV-3 – Qualité des métamodèles en ULOF/MdTG

Le premier métamodèle sur la température maximale atteinte est satisfaisant, avec un pouvoir de prédiction $Q^2 = 93\%$ et une erreur maximale inférieure à l'incertitude considérée pour le calcul référence ($\sigma_{ref} = 70^\circ C$).

Le métamodèle sur le temps d'atteinte du pic de température a été obtenu avec un Q^2 moindre et ce malgré plusieurs tests avec des réseaux de neurones à la complexité croissante. Il apparaît plus difficile ici de construire un modèle de régression sur ce critère, celui-ci devant être beaucoup plus sensible aux changements géométriques. L'erreur maximale du métamodèle est de 250s ce qui est important au regard de la valeur de référence (370s). Ne disposant pas d'informations sur l'incertitude inhérente du schéma référence, il est impossible de trancher sur la validité de ce métamodèle.

Il faut noter que nous n'avons pas cherché ici à raffiner les métamodèles avec la méthode itérative décrite au chapitre II. Les deux métamodèles ont été construits à des fins d'étude préliminaire et pour comparaison avec les métamodèles chaînés construits dans la suite, ils ont alors été jugés satisfaisants pour ces objectifs.

IV.2.2.2 Analyses de sensibilité

Une analyse globale de sensibilité a été réalisée sur la base de ces deux métamodèles afin d'identifier les paramètres géométriques influents sur nos critères (température maximale et temps d'atteinte de cette température) en l'absence de la prise en compte des effets du chaînage avec la neutronique. Nous pourrions dans la suite comparer ces résultats avec ceux de l'étude chaînée. Ces analyses sont basées sur la méthode de Sobol décrite aux chapitres I et II.

IV.2.2.2.1 Température maximale en ULOF/MdTG

La Table IV-4 suivante établit un classement des paramètres géométrique en fonction de leur influence sur la température maximale atteinte en ULOF/MdTG. De même la Figure IV-9, obtenue en appliquant les métamodèles, illustrent l'évolution de cette température en fonction des paramètres les plus influents.

L'analyse de sensibilité montre l'influence du volume du cœur sur la température maximale du sodium atteinte lors d'un transitoire ULOF/MdTG. Les influences importantes du nombre de couronnes d'aiguilles ainsi que des différentes hauteurs combustibles tendent à montrer que la diminution de la puissance volumique est propice à un comportement favorable en transitoire ULOF/MdTG.

L'augmentation du diamètre du fil espaceur, via son effet sur la taille du réseau d'aiguille, montre que l'augmentation de la quantité de sodium dans les assemblages, en augmentant l'inertie thermique du système, permet également de diminuer la température atteinte au pic.

Variabes	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	60	70	Augmenter
Hauteur de la zone fissile supérieure	10	11	Augmenter
Hauteur de la zone fissile inférieure	4.9	5.0	Augmenter
Rayon externe pastilles combustibles	2.5	5.0	Augmenter
Epaisseur du fil espaceur	4.0	4.0	Augmenter
Hauteur de la plaque fertile interne	1.0	1.5	Augmenter

Table IV-4 – Analyse de sensibilité préliminaire : paramètres influents sur la température maximale en ULOF/MdTG

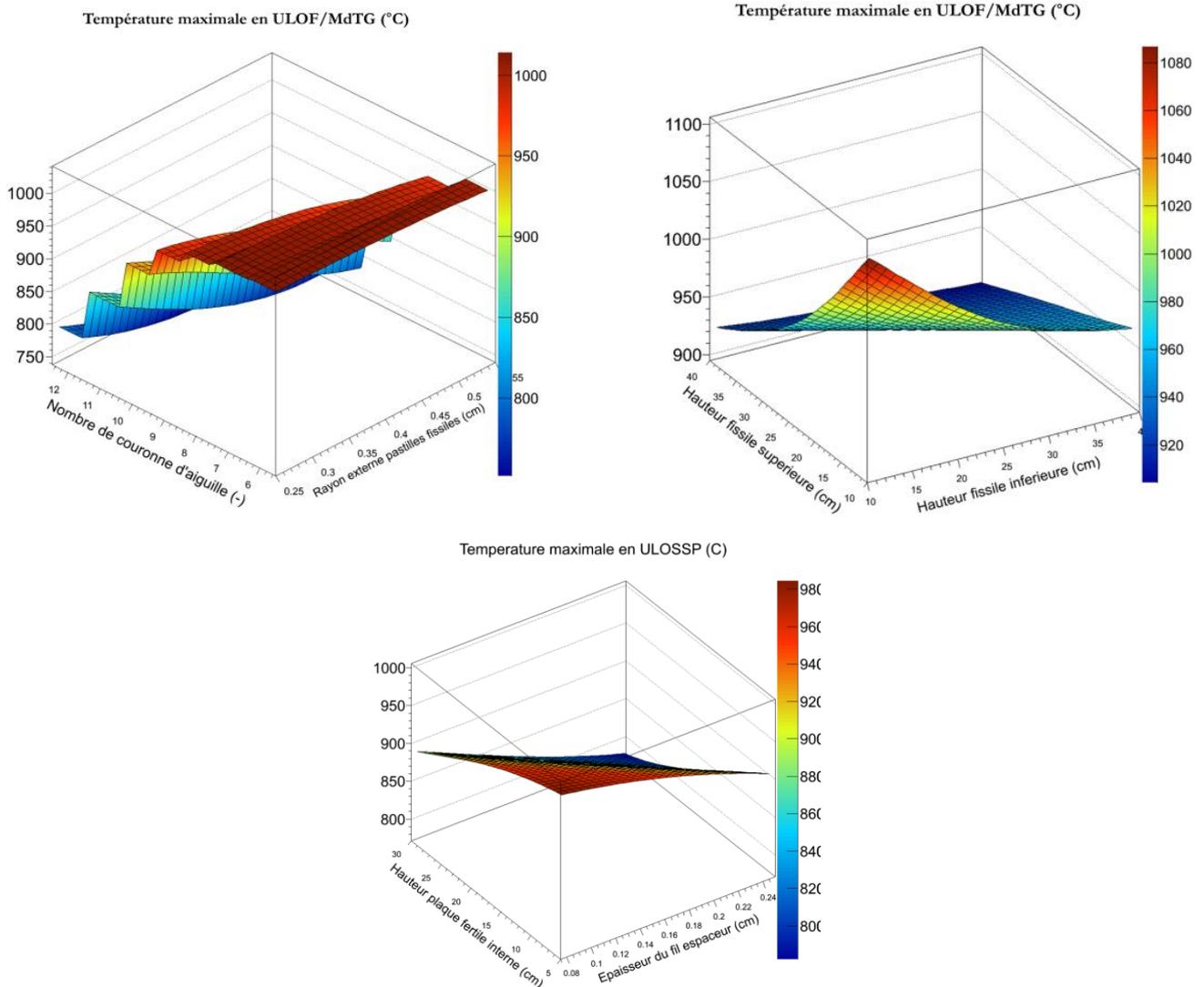


Figure IV-9 – Evolution de la température maximale en ULOF/MdTG en fonction des paramètres les plus influents

IV.2.2.2 Temps d'atteinte du pic de température

Les variations dans la vitesse d'évolution de température sont plus difficiles à aborder. Elles dépendent de façon couplée de l'inertie du cœur et du circuit primaire (quantité de sodium contenue dans la chaudière), mais également de la cinétique de dilatation des différents matériaux (quelles contre-réactions rentrent en jeu et à quel moment).

L'analyse de sensibilité (Table IV-15) montre qu'une augmentation de la hauteur des zones combustible favorise le retard sur le temps d'atteinte du pic. L'augmentation de la taille radiale de l'assemblage via les paramètres R_{ext} et d_{fil} apparaît également comme influente. Enfin, le nombre de couronnes d'aiguilles est la variable la plus influente sur ce temps. Le tracé des courbes (Figure IV-10) montre que ce temps est maximum pour un nombre de couronnes d'aiguilles égal à 9. Cependant, les variations observées sont de l'ordre de quelques centaines de secondes, soit le même ordre de grandeur que l'erreur maximale produite par le métamodèle (250s). Il est donc impossible de juger de la pertinence de ces résultats concernant le temps d'atteinte du pic de température en ULOF/MdTG.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronne d'aiguilles	65	70	NA (optimum à 9-10)
Hauteur plaque fertile interne	7	10	Augmenter
Hauteur de la zone fissile supérieure	5	7	Augmenter
Hauteur de la zone fissile inférieure	5	8	Augmenter
Epaisseur du fil espaceur	3	4	Augmenter
Rayon externe pastilles combustibles	1.5	2.0	Augmenter

Table IV-5 – Analyse de sensibilité préliminaire : paramètres influents sur le temps d'atteinte du pic de température en ULOF/MdTG

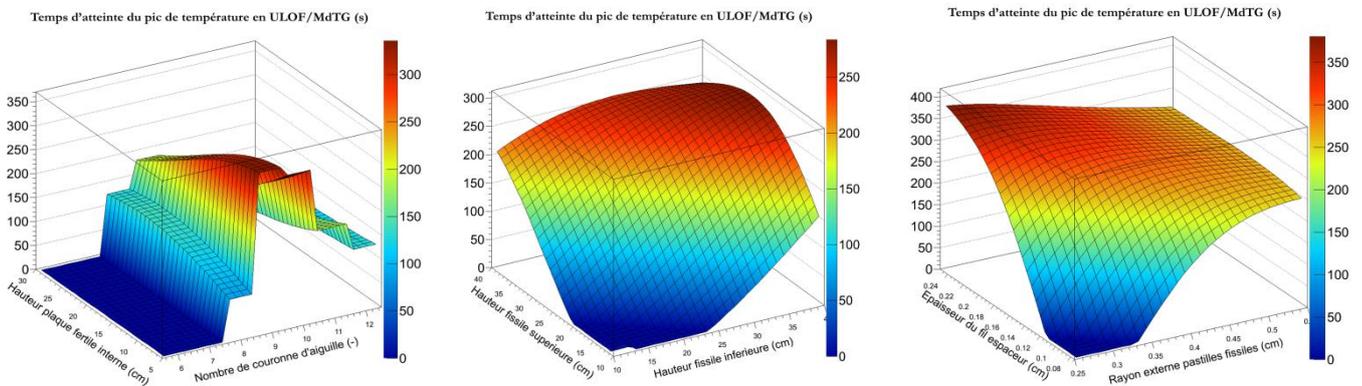


Figure IV-10 – Evolution du temps d'atteinte du pic de température en ULOF/MdTG en fonction des paramètres les plus influents

IV.3 Mise en place d'une chaîne de calcul simplifiée

L'étude préliminaire a montré la faisabilité de la construction et de l'utilisation de métamodèles pour représenter des critères caractérisant la réponse en transitoire d'un cœur. Elle a mis en évidence également la difficulté de construire une fonction de substitution pour le temps d'atteinte du pic de température en ULOF/MdTG.

On réalise ici l'étude complète prenant en compte les phénomènes physiques *neutronique et thermo-hydraulique*.

Un calcul neutronique avec ERANOS dure plusieurs heures, alors qu'un calcul de transitoire avec CATHARE dure moins d'une heure. Afin de ne pas limiter le nombre de calculs de transitoires, les deux codes vont être chaînés via des métamodèles (cf. IV.4 dans la suite). Le nombre de simulations CATHARE devient alors indépendant de celui des simulations ERANOS.

La modélisation CATHARE doit alors être simplifiée afin de limiter le volume de donnée à transmettre d'un code à l'autre. Les simplifications apportées ont permis de réduire ce volume de données par un facteur 10 et sont présentées ici.

IV.3.1 Simplification de la modélisation CATHARE

La modélisation du cœur et de la chaudière dans CATHARE incluant la totalité des informations de la neutronique, implique la transmission de nombreuses données d'une physique à l'autre. Chaque dérivation modélisée dans CATHARE doit être caractérisée, par un profil de puissance et cinq profils de contre-réactions (Doppler, dilatation sodium, dilatation axiales des tubes hexagonaux, gaines et combustible). Des valeurs globales pour le cœur sont également nécessaires : la valeur de la contre-réaction due à la dilatation du sommier, le poids des barres absorbantes et la fraction de neutrons retardés pour chacun des 8 groupes de précurseurs cf. Table IV-1 et IV.1.2).

Le nombre total de paramètres à transmettre est résumé dans Table IV-6 suivante. Plus d'un millier de paramètres sont nécessaires.

Paramètre	Nombre de dérivation interne/externe	Nombre de mailles du profil référence	Total
Puissance	4 / 3	22 / 26	166
Doppler	4 / 3	22 / 26	166
Dilatation sodium	4 / 3	24 / 28	180
Dilatation axiale combustible	4 / 3	22 / 26	166
Dilatation axiale TH	4 / 3	24 / 28	180
Dilatation axiale gaine	4 / 3	24 / 28	180
Dilatation sommier	1	1	1
Poids des barres absorbantes	1	1	1
Fractions de neutrons retardés	1	8	8
TOTAL			1048

Table IV-6 – Paramètres de chaînage neutronique et thermo-hydraulique

IV.3.1.1 Simplification des profils de puissance

Le nombre de paramètres de chaînage à transmettre est très important et il n'est pas raisonnable de construire un métamodèle pour chacune de ces valeurs. On va alors chercher à simplifier au mieux les valeurs des profils afin de limiter le volume de données à transmettre.

Deux types de simplifications pour les profils ont été étudiés (cf. Figure IV-11):

- appliquer la valeur moyenne du paramètre sur toute la dérivation (profil plat) (g);
- moyenner les valeurs des profils par « zone physique » (profil en escalier) pour chaque dérivation (d).

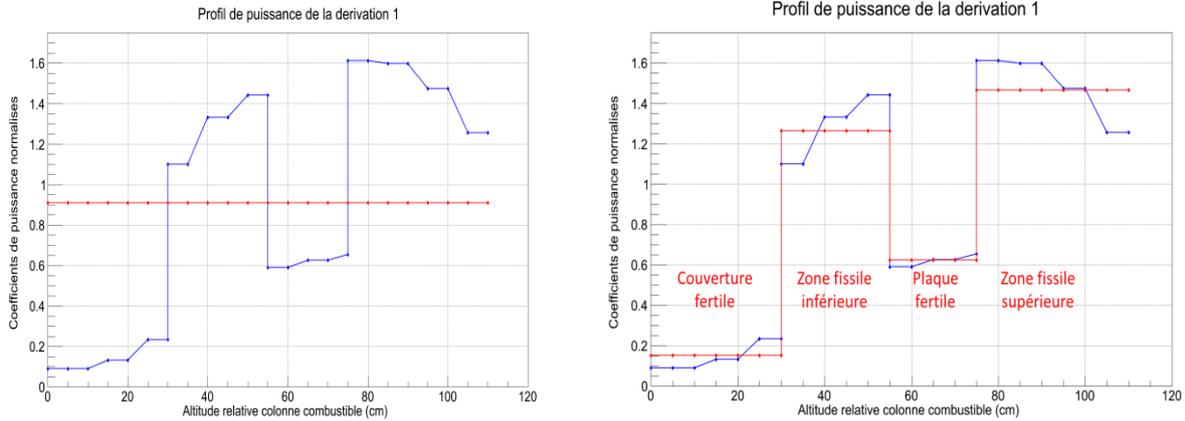


Figure IV-11 – Simplifications des profils de puissance : profil de puissance plat (g) et profil en escalier (d)

Ces simplifications ont d'abord été testées sur les profils de puissance uniquement. Un calcul CATHARE est réalisé pour chacune de ces simplifications.

Les comparaisons des résultats portent sur la température de sortie cœur du sodium de la dérivation la plus chaude lors d'un transitoire ULOF/Md'TG. L'évolution temporelle pour chacune de ces simplifications est montrée en Figure IV-12.

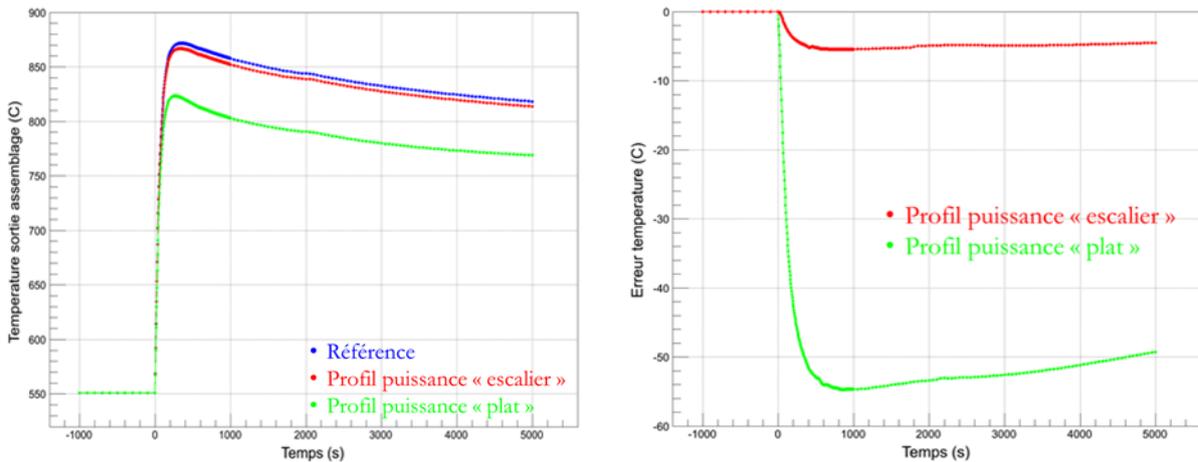


Figure IV-12 – Evolution de la température du sodium en sortie de la dérivation chaude

La modélisation par un profil plat de puissance n'est clairement pas satisfaisante puisqu'elle se traduit par une sous-estimation de la température du sodium en sortie de dérivation chaude de plus de 50°C. La seconde simplification produit une erreur beaucoup plus acceptable : -5°C sur la température du sodium.

Cette modélisation avec des profils de puissance moyennés selon les zones physiques est alors conservée et sera utilisée dans la suite de l'étude.

Elle permet de réduire le nombre de paramètres à transmettre depuis la neutronique de 166 (cf. Table IV-6) à 17, soit un gain d'un facteur 10.

IV.3.1.2 Simplification des profils de contre-réactions

Concernant la simplification des profils de contre-réactions, la démarche est plus délicate de par leur nombre plus important. Afin de guider le processus de simplification, une étude One At a Time (OAT) a été réalisée afin d'identifier au premier ordre les contre-réactions les plus importantes lors des transitoires étudiés. Pour cela, on reste à géométrie constante (celle de la référence) et on modifie artificiellement les coefficients globaux de contre-réaction en les multipliant par des coefficients valant 0.5 ou 1.5.

On modifie ainsi une à une les contre-réactions globales et on compare pour chaque calcul les valeurs de la température maximale obtenue avec celle de la référence (Table IV-7).

Contre-réaction	Ecart avec la référence pour $k=0.5$ (°C)	Ecart avec la référence pour $k=1.5$ (°C)
Doppler	-85	+52
Dilatation sodium	+9	-9
Dilatation axiale combustible	+22	-20
Dilatation axiale gaine	-4	+4
Dilatation axiale TH	-1	+1

Table IV-7 – Ecart entre la température maximale atteinte par le sodium avec les contre-réactions modifiées et la référence

Les contre-réactions les plus influentes au premier ordre sont l'effet Doppler, la dilatation du combustible et celle du sodium. Les profils associés à ces contre-réactions seront alors moyennés par zone physique. Les deux autres contre-réactions (dilatation des structures) seront plus simplement modélisées selon un profil « plat ».

IV.3.1.3 Bilan des simplifications de la modélisation CATHARE

La modélisation retenue est résumée dans la Table IV-8:

Profil	Simplification
Puissance	Zones physiques
Doppler	Zones physiques
Dilatation sodium	Zones physiques
Dilatation axiale combustible	Zones physiques
Dilatation axiale gaine	Profil plat
Dilatation axiale TH	Profil plat

Table IV-8 – Simplification des profils dans CATHARE

Au final, les simplifications apportées à la modélisation et à la représentation des profils de puissance et des contre-réactions ont permis de limiter le volume de données à transmettre depuis la neutronique jusqu'à la thermo-hydraulique. La Table IV-9 fournit la liste des simplifications retenues pour la suite. Finalement, seules 106 données doivent être transmises au lieu des 1048 (cf. Table IV-9) initiales soit un gain d'un facteur 10.

Paramètre	Nombre de dérivation interne/externe	Nombre de mailles du profil simplifié	Total
Puissance	4 / 3	4 / 2	17
Doppler	4 / 3	4 / 2	17
Dilatation sodium	4 / 3	6 / 4	31
Dilatation axiale combustible	4 / 3	4 / 2	17
Dilatation axiale TH	4 / 3	1 / 1	7
Dilatation axiale gaine	4 / 3	1 / 1	7
Dilatation sommier	1	1	1
Poids des barres absorbantes	1	1	1
Fractions de neutrons retardés	1	8	8
TOTAL			106

Table IV-9 – Paramètres du chaînage simplifié neutronique et thermo-hydraulique

Cette modélisation est confrontée (Figure IV-13) à celle de référence, en réalisant un calcul CATHARE utilisant les profils de contre-réactions simplifiées

Les résultats sont très satisfaisants puisque l'erreur maximale produite lors du transitoire est de l'ordre de 4°C, l'erreur au pic de température ne dépassant pas 1°C.

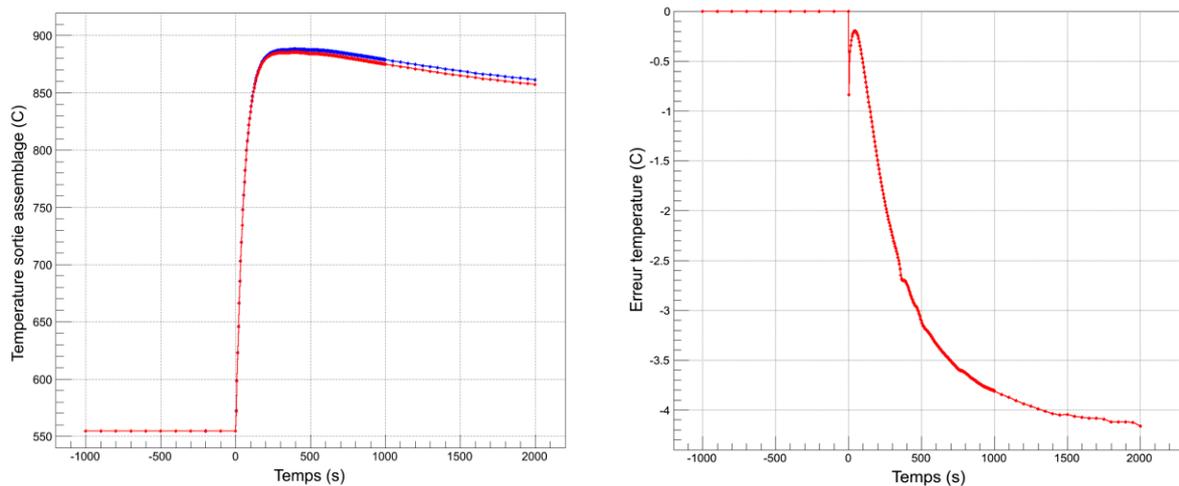


Figure IV-13 – Evolution temporelle de la température en sortie de la dérivation 4 sans (bleu) et avec (rouge) les simplifications des contre-réactions

Les effets individuels de chacune de ces simplifications sont vérifiés *a posteriori* (Table IV-10), pour s'assurer qu'il n'y pas de compensation d'erreurs. Pour cela un calcul CATHARE est réalisé pour chaque contre-réaction et puissance, en modifiant dans le jeu de donnée initial uniquement les profils liés à cette contre-réaction.

Les effets individuels des profils de puissances et contre-réactions restent faibles. Les effets les plus importants viennent de la simplification de l'effet Doppler qui produit une erreur de 10°C, et de celle de la dilatation du combustible qui est responsable de 6°C d'écart par rapport à la référence. En faisant l'hypothèse que ces erreurs sont indépendantes, on obtient (Équation IV-4) une erreur estimée de 13°C ce qui est très inférieur à l'incertitude $\sigma_{\text{Réf}}$ du schéma référence. Stricto sensu, cette hypothèse n'est pas correcte puisque la nappe de puissance va influencer les niveaux de flux : l'erreur induite sur la nappe de puissance va dès lors se propager sur le calcul des contre-réactions. Cependant, l'erreur $\sigma_{\text{Schéma}}$ calculée ici étant très faible, la prise en compte des effets couplés ne devrait pas changer les résultats.

Les simplifications du schéma de calcul sont alors considérées comme acceptables pour la suite de notre étude.

$$\sigma_{Schéma} = \sqrt{\sigma_{Puissance}^2 + \sigma_{Doppler}^2 + \sigma_{Sodium}^2 + \sigma_{Combustible}^2 + \sigma_{TH}^2 + \sigma_{gaine}^2} \cong 13^{\circ}C \quad \text{Équation IV-4}$$

Profil	Type de modélisation retenue	Température maximale (°C)	Ecart à la référence (°C)
Puissance	Zone	882	-5
Doppler	Zone	897	+10
Dilatation sodium	Zone	890	+3
Dilatation axiale combustible	Zone	881	-6
Dilatation axiale TH	Plat	886	-1
Dilatation axiale gaine	Plat	886	-1

Table IV-10 – Erreurs produites individuellement par les simplifications des profils

IV.3.2 Simplification de la mise en zone de débit

La dernière des simplifications de la chaîne de calcul concerne la définition des zones de débits du cœur. La chaîne de calcul référence fait intervenir le code MC2 [143] (modélisation à l'échelle sous-canal dans les assemblages) ; cette étape n'est pas mise en œuvre dans la méthodologie proposée. Nous effectuons un chaînage direct entre notre modèle neutronique optimisé et la modélisation CATHARE simplifiée.

Deux hypothèses doivent alors être posées :

- La première hypothèse conserve un nombre de zones de débit identique à la référence soit sept.
- La deuxième hypothèse garde le nombre d'assemblages de chaque dérivation constant. La définition des assemblages attribués à chaque dérivation se fait selon le critère de leur puissance en fin de cycle à l'équilibre (instant de référence pour les calculs de transitoires). A titre d'exemple, la dérivation 4 du schéma de référence regroupe les neuf assemblages les plus puissants en fin de cycle, et le schéma de calcul thermo-hydraulique fait de même.

La Figure IV-14 suivante explicite cette mise en dérivation. La figure de gauche montre les zones de débit du schéma référence ; celle de droite, les zones de débits produites par la chaîne de calcul simplifiée.

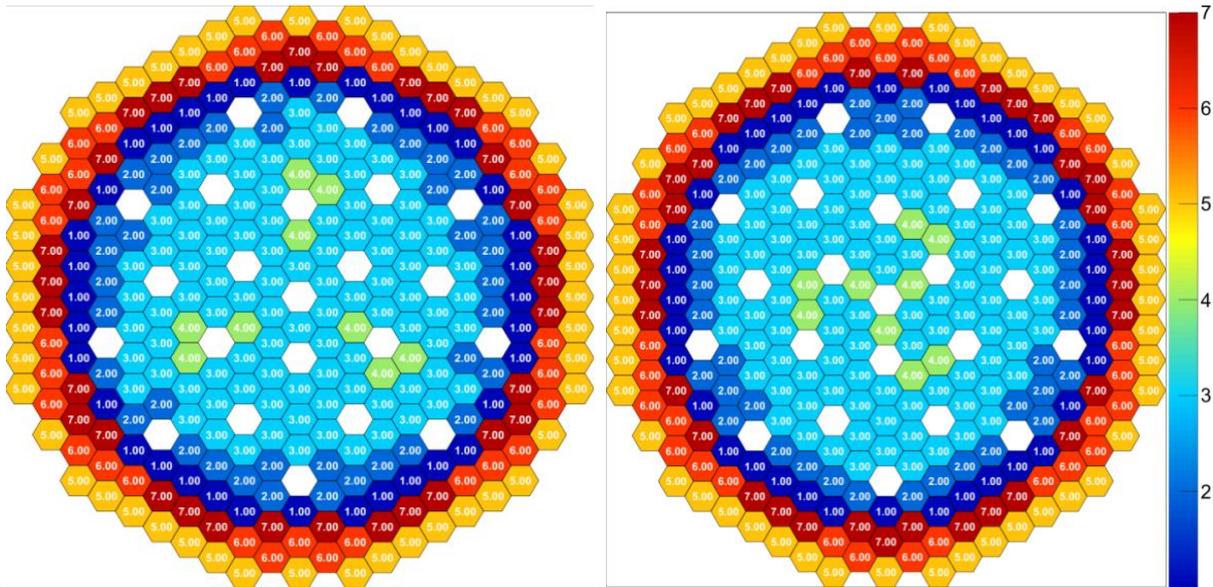


Figure IV-14 – Zones de débits associées à la configuration référence (g) et calculées (d)

Les erreurs produites par le schéma de calcul neutronique sur les puissances par assemblage se propagent lors du calcul des zones de débit. Cependant, hormis la position des assemblages les plus puissants (zone de débit 4 et 7 sur les figures), la simplification est assez fidèle au cas de référence. Ceci est conforté par la puissance totale attribuée à chaque zone de débit, comme le montre le Table IV-11. Les résultats sont très cohérents par rapport à ceux du benchmark.

Numéro de zone de débit	Nombre d’assemblage affectés à la zone	Puissance totale de la zone référence CFV-v1 (MW)	Puissance totale de la zone schéma de calcul (MW)
1	36	182	180
2	39	212	212
3	93	536	541
4	9	53.2	53.6
5	48	178	173
6	33	153	152
7	33	176	172

Table IV-11 – Puissances par zones de débit cas de référence et chaînage simplifié

IV.3.3 Validation de la chaîne de calcul simplifiée

La dernière étape de validation consiste à quantifier l’erreur produite lors du chaînage du schéma simplifié neutronique avec la modélisation dégradée dans CATHARE.

La comparaison avec les résultats de la chaîne de calcul référence est montré en Figure IV-15.

La température maximale du sodium prédite par la chaîne simplifiée est sensiblement égale à celle du calcul référence. Le temps d’atteinte du pic est sous-estimé de 115 secondes.

L’erreur reste inférieure à celle considérée pour calcul CATHARE de référence ($\sigma_{ref} = 70^{\circ}\text{C}$).

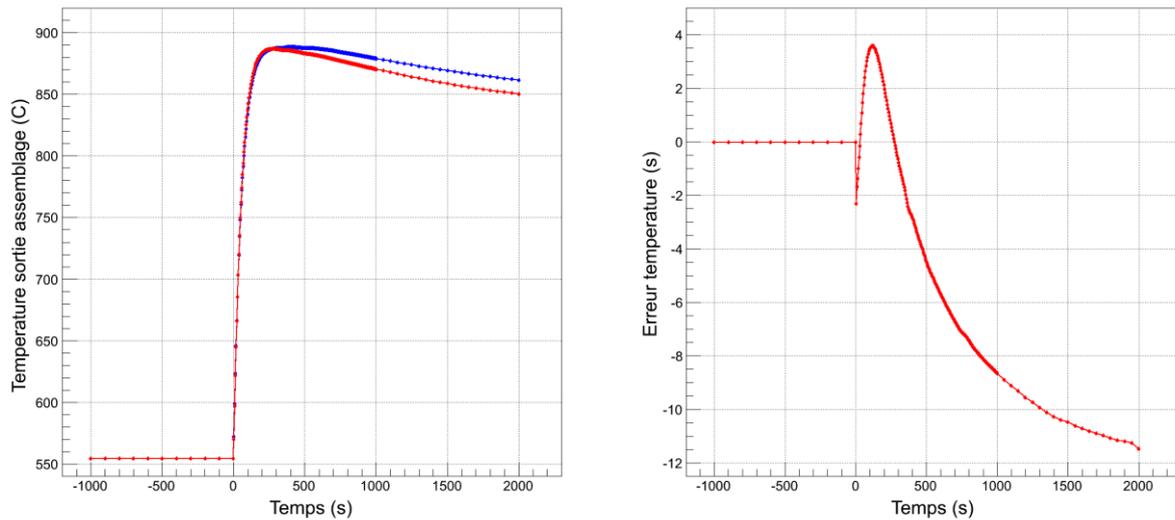


Figure IV-15 – Evolution temporelle de la température en sortie d’assemblage. Bleu : cas référence. Rouge : chaînage simplifié (g) et écart associé (d)

La Table IV-12 montre les résultats de la propagation des erreurs individuelles dans le résultat final. Pour estimer ces quantités, plusieurs calculs CATHARE ont été effectués en insérant une à une dans le jeu de données simplifié les valeurs du schéma référence. Par exemple, la ligne « dilatation du sodium » montre les résultats d’un calcul CATHARE avec des données d’entrées produites par la chaîne simplifiée excepté les valeurs concernant les profils de la contre-réaction due à la dilatation du sodium.

Les données transmises au code CATHARE produisent peu d’incertitudes ; l’effet le plus important sur la température maximale est dû à la contre-réaction sodium. L’incertitude sur le temps d’atteinte du pic de température est plus difficile à cerner et ne semble pas être imputable à une seule source d’erreur mais à une combinaison. Malgré cela, la modélisation est considérée comme acceptable.

Effet	Température maximale (°C)	Différence (°C)	Temps pic de température (s)	Différence (s)
Chaînage complet	887	0	280	0
Puissances	888	+1	290	+10
Effet Doppler	880	-7	290	+10
Dilatation Sodium	877	-10	290	+10
Dilatation Combustible	893	+6	285	+5
Dilatation gaine	888	+1	280	0
Dilatation TH	886	-1	280	0
Dilatation Sommier	888	+1	285	+5
β_{eff}	887	0	280	0

Table IV-12 – Incertitudes associées au chaînage simplifié

IV.4 Chaînage ERANOS-CATHARE utilisant des métamodèles

La chaîne de calcul étant validée, et le volume de données ayant été réduit on peut alors réaliser le chaînage via des métamodèles. La Table IV-9 indique que 106 métamodèles sont à construire pour remplacer le code de neutronique dans la chaîne de calcul.

Le chaînage basé sur des métamodèles différencie cette méthodologie de celles existantes sur la même thématique (SDDS [144] et TRIAD [145]). Cette caractéristique permet de nous affranchir de deux contraintes :

- une limitation plus importante du temps d'exécution du schéma de calcul neutronique,
- l'utilisation d'outils simplifiés pour les simulations thermo-hydrauliques.

IV.4.1 Métamodèles des paramètres de chaînage neutronique et thermo-hydraulique

Les 106 métamodèles nécessaires, représentant principalement les puissances et contre-réactions, ont alors été construits en utilisant les mêmes bases de données que celles utilisées dans le chapitre III pour la construction des métamodèles des performances du cœur.

Par soucis de clarté on rappelle ici que nous avons alors à ce stade deux familles de métamodèles de la neutronique :

- Un ensemble de métamodèles représentant les *performances du cœur* (construits et validés au chapitre III)
- Un autre ensemble représentant les *106 paramètres du chaînage* neutronique destinés à alimenter CATHARE, dont les résultats sont décrits ici.

Les coefficients de prédiction Q^2 obtenus pour les profils de puissance sont montrés dans la Table IV-13. Ces coefficients sont alors très satisfaisants puisque leur moyenne vaut $\overline{Q^2} = 98.9\%$ et que le coefficient minimum vaut $Q_{min}^2 = 97.8\%$ ce qui est supérieur au critère de qualité de 95% fixé pour la validité des métamodèles. Les profils de puissances sont donc fidèlement remplacés par ces derniers.

Concernant les contre-réactions, la Table IV-14 présente les coefficients de prédictions moyen, minimum et maximum obtenus pour chacune d'entre elles.

Les résultats sont au-dessus du critère de qualité pour les contre-réactions Doppler, combustible, sommier ainsi que pour les fractions de neutrons retardé et le poids des barres absorbantes. Leurs coefficients de prédiction minimaux sont en effet supérieurs à 95%.

Les contre-réactions de dilatations des structures (TH et gaines) présentent certains coefficients de prédiction inférieurs à 95%. Cependant, leur influence sur les températures en transitoires est faible et on se contente alors de ces coefficients sans chercher à les raffiner.

Enfin, les coefficients liés à la contre-réaction sodium sont également en dessous du critère. Ceci est cohérent avec les résultats obtenus au chapitre III ; en effet, la contre-réaction sodium globale (considérée comme une performance du cœur) a elle aussi été obtenue avec un coefficient de prédiction de 94% malgré le raffinement des bases de données et des métamodèles. La contre-réaction globale n'ayant pas été représentée avec une précision de 95%

nous n'avons pas cherché à représenter ses composantes locales avec une précision supérieure. On impute ces résultats au bruit numérique causé par les calculs en théorie de la diffusion.

Métamodèle	Q^2 (%)
Puissance dérivation 1	99.6
Puissance dérivation 2	99.5
Puissance dérivation 3	98.8
Puissance dérivation 4	98.8
Puissance dérivation 5	98.4
Puissance dérivation 6	98.3
Puissance dérivation 7	98.7
Coefficient de puissance normalisé zone fissile inférieure dérivation 1	99.3
Coefficient de puissance normalisé zone fissile supérieure dérivation 1	99.3
Coefficient de puissance normalisé plaque fertile interne dérivation 1	99.2
Coefficient de puissance normalisé zone fissile inférieure dérivation 2	99.0
Coefficient de puissance normalisé zone fissile supérieure dérivation 2	99.2
Coefficient de puissance normalisé plaque fertile interne dérivation 2	98.6
Coefficient de puissance normalisé zone fissile inférieure dérivation 3	98.8
Coefficient de puissance normalisé zone fissile supérieure dérivation 3	98.9
Coefficient de puissance normalisé plaque fertile interne dérivation 3	98.2
Coefficient de puissance normalisé zone fissile inférieure dérivation 4	98.5
Coefficient de puissance normalisé zone fissile supérieure dérivation 4	98.5
Coefficient de puissance normalisé plaque fertile interne dérivation 4	97.8
Coefficient de puissance normalisé zone fissile extérieure dérivation 5	99.0
Coefficient de puissance normalisé zone fissile extérieure dérivation 6	99.1
Coefficient de puissance normalisé plaque fissile extérieure dérivation 7	99.0

Table IV-13 – Coefficients de prédictivité des métamodèles des profils de puissance

Groupe de métamodèles	Nombre de métamodèles	\bar{Q}^2	Q_{min}^2	Q_{max}^2
Doppler	17	97.5	95.7	98.9
Dilatation combustible	17	98.1	97.5	99.2
Dilatation sodium	31	93.0	91.1	97.3
Dilatation axiale gaine	7	95.7	93.8	97.5
Dilatation axiale TH	7	94.8	92.4	97.1
Dilatation sommier	1	97.1	97.1	97.1
β	8	98.9	98.5	99.1
Poids des barres absorbantes	1	97.4	97.4	97.4

Table IV-14 – Coefficients de prédictivité pour les métamodèles du chaînage

IV.4.2 Validation du chaînage utilisant les métamodèle neutronique

Il reste à quantifier l'impact du chaînage utilisant les métamodèles plutôt que directement les résultats ERANOS. Ceux-ci sont alors utilisés en substitution du schéma de calcul ERANOS pour fournir les 106 données d'entrée du calcul CATHARE.

Les résultats obtenus par cette chaîne en transitoire ULOF/MdTG sont montrés en Figure IV-16. L'évolution de la température en sortie d'assemblage est similaire à celle obtenue par le chaînage des deux schémas de calculs simplifiés. Ceci tend à montrer que l'utilisation des métamodèles impacte de façon réduite les résultats des calculs CATHARE. L'erreur sur le pic de température reste de quelques degrés (2°C) et la température en fin de transitoire reste sous-estimé d'une dizaine de degrés. Ces valeurs restent inférieures à l'incertitude CATHARE considérée ($\sigma_{ref} = 70^{\circ}\text{C}$) et nous gardons alors ce chaînage avec métamodèles pour construire les bases de données de CATHARE dans la suite.

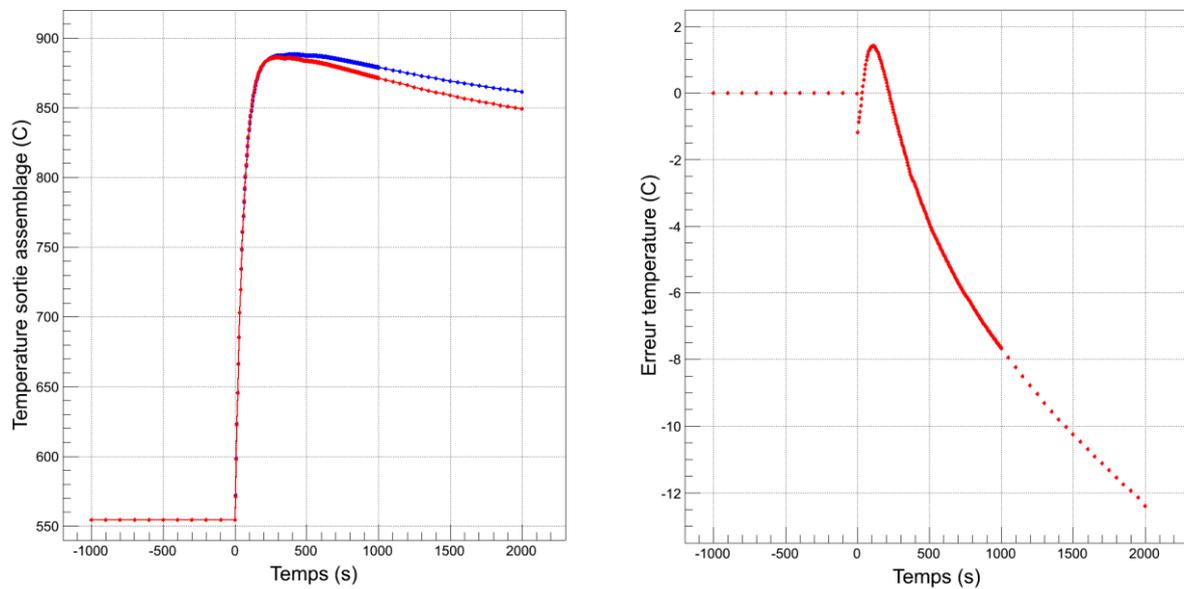


Figure IV-16 – Evolution temporelle (g) de la température en sortie d'assemblage référence (rouge) et avec chaînage avec métamodèles (bleu), et écart associé (d)

IV.5 Construction des métamodèles chaînés neutronique et thermo-hydrauliques

IV.5.1 Planification d'expériences

Le chaînage avec les métamodèles permet de construire des bases de données sur le même espace d'étude que celui défini au chapitre III. Les 30 paramètres de conceptions du cœur sont pris en compte.

Le chaînage via les métamodèles permet de lancer des calculs de transitoires en limitant les temps de calculs. Un calcul CATHARE incluant la convergence du régime nominal et un calcul transitoire dure en effet moins d'une heure (à comparer avec les 6 heures de notre schéma simplifié neutronique).

Deux plans d'expériences ont été construits dans le domaine d'étude en suivant la même méthode qu'au chapitre précédent. Un premier plan LHD d'apprentissage minimisant la discrédance W^2 de 6000 points a été construit. Un second plan d'expériences de taille équivalente pour la validation a été réalisé.

La taille initiale de ces plans d'expériences a été fixée de manière arbitraire. Le temps de calculs réduit d'une simulation CATHARE permet d'envisager un nombre de calcul plus importants que pour la neutronique (12000 calculs d'une heure sur un cluster de 128 nœuds représentent 4 journées de calculs). De plus, on s'attend à un comportement non linéaire des réponses, ce qui incite à augmenter le nombre initial de simulations.

Une fois les plans d'expériences déterminés, la plateforme URANIE a été utilisée pour mettre à jour automatiquement les jeux de données CATHARE correspondants à chaque jeu de paramètres. Les paramètres géométriques des cœurs ont été modifiés dans le jeu de données CATHARE, et les métamodèles neutroniques pour le chaînage ont également été instanciés automatiquement pour générer les valeurs des puissances et contre-réaction nécessaires.

La qualité des résultats du chaînage utilisant les métamodèles sur L'ULOF/MdTG nous a mené à étudier de la même façon les trois scénarios accidentels non protégés décrits en introduction ; menant à un total de $12000 \times 3 = 36000$ calculs CATHARE (approximativement 12 jours de calculs).

IV.5.2 Résultats – validation des métamodèles

Nous disposons à ce stade de bases de données contenant les résultats CATHARE des 36000 calculs réalisés. Ces résultats dépendent explicitement des 30 paramètres de conception de notre méthode, et implicitement des paramètres nécessaires au chaînage (typiquement les valeurs des puissances par dérivation, celles des contre-réactions, mais aussi des pertes de charges singulières en pied d'assemblage).

Quatre métamodèles représentant les sorties d'intérêts ont alors été construits :

- Trois pour *les températures maximales* du sodium liquide atteintes lors de chacun des trois transitoires. Seules les températures obtenues entre le début du transitoire et 1800s (délai intervention opérateur) après sont considérées.
- Un pour le *temps d'atteinte du pic de température* en ULOF/MdTG (les deux autres transitoires ULOF/PP et ULOHS ayant une variation de température a priori monotone et croissante - cf. IV.1.4 -, le temps d'atteinte du pic n'est pas un critère pertinent puisqu'il sera toujours obtenu en fin de transitoire).

IV.5.2.1 Premier jeu de métamodèles

Un premier jeu de quatre métamodèles (Table IV-15) a été construit en utilisant comme paramètres d'entrée des modèles de régressions \tilde{y} seulement les trente paramètres explicites \vec{x} du domaine d'études (Équation IV-5).

$$\tilde{y} = f(\vec{x}) \quad \text{Équation IV-5}$$

Les quatre métamodèles obtenus ne sont pas satisfaisants. Le meilleur Q^2 obtenu est de 84% pour la température maximale atteinte en ULOHS. Le coefficient de prédiction pour la température en ULOF/MdTG est de 77%, et celui pour la température maximale en ULOF n'est que de 65%. Les erreurs maximales sont également importantes (environ 200°C) et supérieures aux incertitudes du schéma de calcul. De plus, le meilleur métamodèle obtenu pour le temps d'atteinte du pic de température a un pouvoir de prédiction très faible (16%) et n'est donc pas utilisable.

Réponse modélisée	Unité	Nombre de neurones cachés N_h	Nombre de paramètres du réseau de neurones N_p	Q^2 (%)	MAX	Incertitude schéma référence
Température maximale ULOF/MdTG $T_{max}^{ULO\text{F}/M\text{dTG}}$	°C	5	190	77	200	70
Température maximale ULOF/PP $T_{max}^{ULO\text{F}/PP}$	°C	7	254	65	225	70
Température maximale ULOHS $T_{max}^{ULO\text{HS}}$	°C	5	190	84	200	70
Temps d'atteinte du pic de température ULOF/MdTG $t_{ULO\text{SSP}}$	s	4	158	16	1800	N/A

Table IV-15 – Métamodèles des sorties thermo-hydrauliques

IV.5.2.2 Second jeu de métamodèles

Les métamodèles précédents n'ont pas été jugés d'une qualité suffisante pour que la méthode de raffinement itérative soit pertinente (cette méthode permet de corriger localement des métamodèles déjà proches du critère de qualité). Nous employons ici une autre méthode pour améliorer nos modèles de régression.

Nous estimons que la difficulté à construire des métamodèles prédictifs provient de :

- la plus grande non linéarité des réponses,
- la propagation d'erreur introduite par l'utilisation des métamodèles en entrée du modèle CATHARE.

Pour faciliter la construction des métamodèles, des réseaux de neurones ont été construits utilisant en entrée non seulement les paramètres explicites \vec{x} de conception, mais également certains des paramètres implicites du chaînage $\vec{c}(\vec{x})$ produits par les métamodèles.

L'objectif est de limiter l'effet de la propagation d'erreur produit par l'utilisation des métamodèles. Les métamodèles ont alors la structure de l'Équation IV-6.

$$\hat{y} = f(\vec{x}, \vec{c}(\vec{x}))$$

Équation IV-6

On ne peut pratiquement cependant inclure la totalité de ces paramètres de chaînage dans les métamodèles. La raison principale est le nombre limité de paramètres d'entrées utilisables pour la construction de réseaux de neurones dans la plateforme URANIE.

Pour sélectionner les paramètres de chaînage à inclure dans les métamodèles, on se base sur les résultats précédents (Table IV-7) sur la sensibilité de la température en ULOF/MdTG aux contre-réactions. Ces résultats ont montré une importance significative de la contre-réaction Doppler et de la dilatation combustible sur cette température. Nous avons alors décidé d'inclure la totalité des paramètres de chaînage liés à ces contre-réactions (valeur globales et profils) dans les modèles de régression. Il a été fait de même pour les valeurs de puissance.

Le reste des contre-réactions n'a été inclus que partiellement dans le vecteur $\vec{c}(\vec{x})$; seules leurs valeurs globales ont été considérées. Les valeurs des coefficients de pertes de charges ont également été incluses. Les différentes composantes retenues du vecteur $\vec{c}(\vec{x})$ sont résumées dans la Table IV-16.

Paramètre	Nombre de dérivations interne/externe	Nombre de paramètres inclus dans $\vec{c}(\vec{x})$	Total
Puissance globale	4 / 3	1 / 1	7
Profils de puissance	4 / 3	4 / 2	22
Doppler	4 / 3	1 / 1	7
Profil de Doppler	4 / 3	4 / 2	22
Dilatation axiale combustible	4 / 3	1 / 1	7
Profil de dilatation axiale combustible	4 / 3	4 / 2	22
Dilatation sodium	1	1	1
Dilatation radiale gaine	1	1	1
Dilatation radiale TH	1	1	1
Dilatation axiale TH	1	1	1
Dilatation axiale gaine	1	1	1
Dilatation sommier	1	1	1
Poids des barres absorbantes	1	1	1
Fractions de neutrons retardés	1	8	8
Pertes de charge singulières	4 / 3	1 / 1	7
Perte de charge cœur	1	1	1
TOTAL			110

Table IV-16 – Paramètres de chaînage $c(x)$ inclus dans les métamodèles

Les bases de données précédentes restent identiques mais passent artificiellement d'une dimension de 30 à une dimension de 110+30=140. Les métamodèles obtenus avec cette nouvelle architecture sont présentés dans la Table IV-17.

Réponse modélisée	Unité	Nombre de neurones cachés N_h	Nombre de paramètres du réseau de neurones N_p	Q^2 (%)	MAX	Incertitude schéma référence
Température maximale ULOF/MdTG $T_{max}^{ULO\text{F}/M\text{dTG}}$	°C	2	288	94	70	70
Température maximale ULOF/PP $T_{max}^{ULO\text{F}/PP}$	°C	4	574	90	80	70
Température maximale ULOHS $T_{max}^{ULO\text{HS}}$	°C	2	288	95	80	70
Temps d'atteinte du pic de température ULOF/MdTG $t_{ULO\text{SSP}}$	s	4	574	20	1500	N/A

Table IV-17 Métamodèles des sorties thermo-hydrauliques avec paramètres de chaînage

Les coefficients de prédictions des températures maximales durant chaque transitoire sont supérieurs ou égaux à 90%. Cependant, seul le métamodèle de la température maximale en ULOF/MdTG égale le critère de qualité de 95%. Les erreurs maximales trouvées sur la base de validation sont sensiblement égales à l'incertitude CATHARE ($\sigma_{ref} = 70^\circ\text{C}$).

Les prédictions des métamodèles chaînés sont donc de moins bonne qualité que celles obtenues pour les performances neutroniques. Cependant, considérant la complexité accrue du problème chaîné, les résultats sont jugés acceptables.

Il faut noter également que malgré l'intégration des paramètres de chaînage, il est toujours impossible de construire un réseau de neurones de qualité relatif au temps d'atteinte du pic de température lors d'un ULOF/MdTG. La plus grande sensibilité de ce temps aux contre-réactions (Table IV-12), notamment à des effets couplés, ainsi qu'aux paramètres de conception est probablement la cause de cette difficulté. Cette performance n'a donc pas pu être retenue dans la suite de l'étude.

Les trois métamodèles valides vont servir dans la suite d'outils d'aide à la préconception multi-physique, incluant les effets neutroniques et thermo-hydrauliques.

IV.6 Application à l'analyse globale de sensibilité et à l'appréciation de configurations

IV.6.1 Analyses globales de sensibilité

Pour chacun des trois métamodèles représentant les températures maximales atteintes en transitoire, des analyses globales de sensibilité portant exclusivement sur les paramètres explicites de conception \vec{x} sont réalisées. L'objectif est de pouvoir orienter facilement la conception d'un cœur type CFV en prenant en compte les effets chaînés des deux physiques. Les analyses de sensibilité sont basées sur les méthodes décrites aux chapitre I et II.

IV.6.1.1 Température maximale du sodium en ULOF/MdTG

La Table IV-18 ci-dessous liste les paramètres influents sur la température maximale atteinte en ULOF/MdTG. La Figure IV-17 à la suite basée sur les métamodèles, illustre les variations de cette température en fonction des paramètres les plus influents.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	78	81	Augmenter
Epaisseur du fil espaceur	9.1	10	Augmenter
Hauteur fissile inférieure	2.2	3.8	Diminuer
Taux de dilution d'AMO ₂ dans fissile	1.6	2.0	Augmenter
Hauteur plenum sodium	1.5	1.9	Augmenter

Table IV-18 – Paramètres influents sur la température maximale en ULOF/MdTG

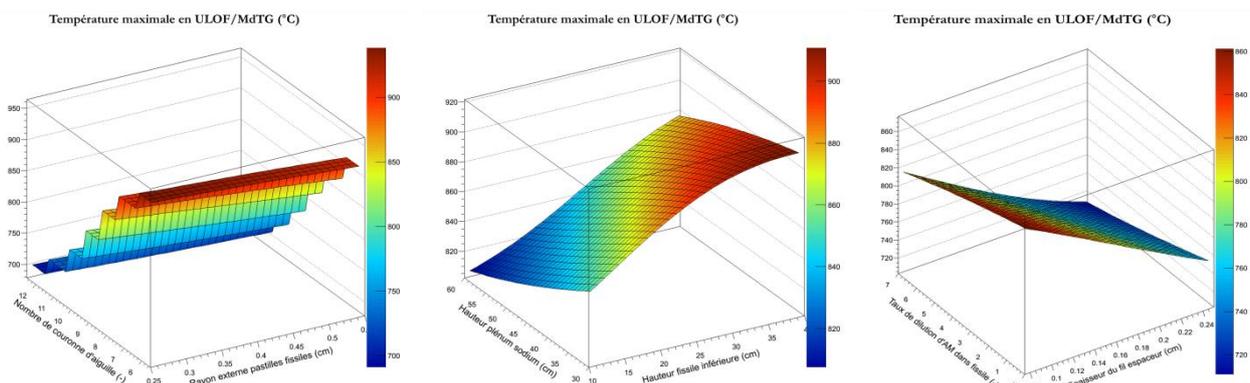


Figure IV-17 – Evolution de la température maximale en ULOF/MdTG en fonction des paramètres les plus influents

Les résultats de l'analyse de sensibilité confirment partiellement ceux de l'analyse préliminaire effectuée sans chaînage avec la neutronique. On retrouve une influence importante du nombre de couronnes d'aiguilles dans l'assemblage et du diamètre fil espaceur. Ceci confirme

l'importance de la quantité de sodium dans l'assemblage au premier ordre sur cette température.

La comparaison avec les résultats obtenus dans l'étude purement thermo-hydraulique montre la pertinence d'une étude chaînée. Premièrement il apparaît dans les variables influentes le taux de dilution d'actinides mineurs dans le combustible. Dans l'étude préliminaire, ce paramètre ne pouvait être pris en compte. L'effet de cette dilution d'actinides sur la constante Doppler ([135], [146]) est probablement responsable de l'effet positif de ce paramètre sur la température maximale (on a vu dans le paragraphe IV.1.4 que lors de ces accidents non protégés, le combustible est refroidi, ce qui amène à une contribution positive du Doppler sur la réactivité.).

La hauteur de la zone fissile inférieure si elle reste influente sur la valeur du pic température, change de sens global d'influence. Alors que l'étude préliminaire montrait l'importance de la diminution de la puissance volumique, l'étude chaînée montre que les changements induits dans la répartition du flux neutronique deviennent significatifs sur le comportement du cœur en transitoire ULOF/MdTG.

La diminution globale de la constante Doppler via la diminution de la quantité de combustible va limiter son effet pénalisant et peut expliquer ce phénomène. La corrélation entre ces deux grandeurs est illustrée en Figure IV-18.

De même, la diminution de la hauteur du faisceau d'aiguilles va réduire la perte de charge du cœur. Ainsi, lors de l'arrêt des pompes primaires plus la perte de charge est importante, plus le débit va diminuer rapidement, menant à une montée initiale de température plus importante. La corrélation est montrée en Figure IV-19.

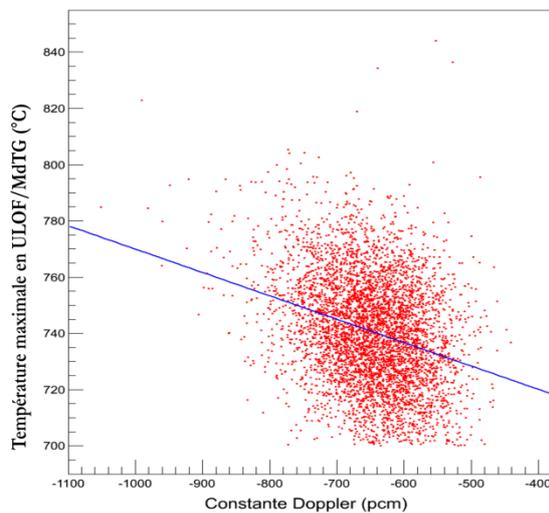


Figure IV-18 – Corrélation entre constante Doppler et température maximale en ULOF/MdTG

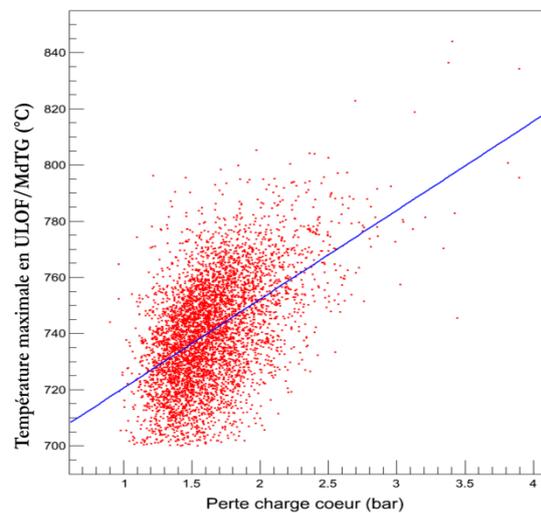


Figure IV-19 - Corrélation entre perte de charge cœur et température maximale en ULOF/MdTG

IV.6.1.2 Température maximale du sodium en ULOF/PP

Les résultats de l'analyse de sensibilité sur la température maximale atteinte en transitoire ULOF/PP (Table IV-19 et Figure IV-20) montrent une bonne cohérence avec celle de la température en ULOF/MdTG. Le nombre de couronnes d'aiguilles ainsi que l'épaisseur fil espaceur doivent être augmentés pour améliorer cet estimateur du comportement naturel du cœur. De même, les hauteurs des zones combustibles doivent être réduites afin de diminuer la température maximale atteinte par le sodium lors du transitoire. L'amélioration des deux critères peut donc se faire simultanément en jouant sur ces paramètres.

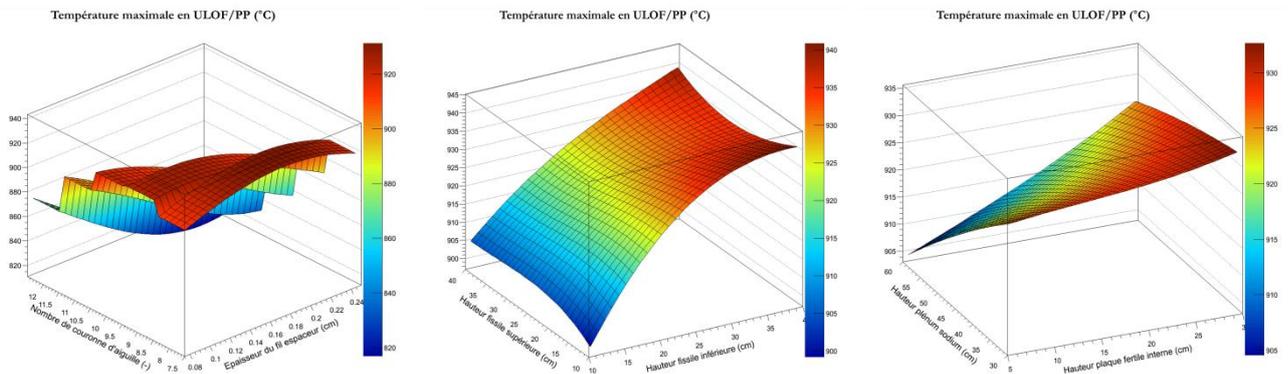


Figure IV-20 – Evolution de la température maximale en ULOF/PP en fonctions des paramètres les plus influents

Variables	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	36	45	Augmenter
Hauteur fissile inférieure	11	20	Diminuer
Epaisseur du fil espaceur	6.1	12	Augmenter
Hauteur fissile supérieure	1.5	3.5	Diminuer
Hauteur plaque fertile interne	3.5	6.3	Diminuer
Hauteur plénum sodium	1.6	1.7	Augmenter

Table IV-19 – Paramètres influents sur la température maximale en ULOF/PP

L'augmentation de la hauteur du plénum sodium apparaît comme favorable pour ce transitoire. L'augmentation du volume de sodium et donc de l'inertie thermique dans le cœur est responsable de cet effet.

IV.6.1.3 Température maximale du sodium en ULOHS

L'analyse globale de sensibilité pour la température maximale en ULOHS (Table IV-20 et Figure IV-21) montre que le rayon externe des pastilles est influent sur la température maximale atteinte par le sodium, ce qui n'était pas le cas pour l'ULOF/PP et l'ULOF/MdTG. Les hauteurs combustibles et le nombre de couronnes gardent une influence similaire à celle qu'ils ont pour les deux autres transitoires.

Variables	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	36	55	Augmenter
Rayon externes pastilles	17	29	Augmenter
Hauteur fissile inférieure	12	15	Diminuer
Hauteur fissile supérieure	8.3	10	Diminuer
Hauteur plaque fertile interne	2.0	4.2	Diminuer

Table IV-20 – Paramètres influents sur la température maximale en ULOHS

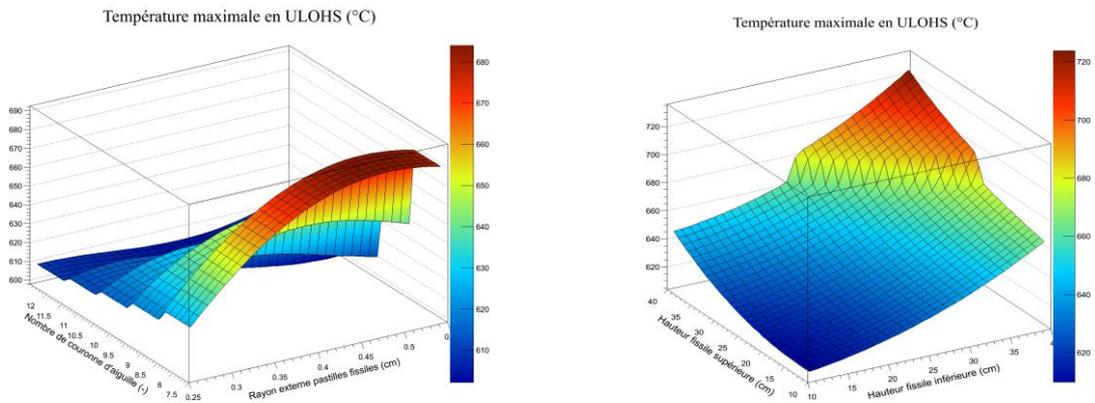


Figure IV-21 – Evolution de la température maximale en ULOHS en fonctions des paramètres les plus influents

IV.6.2 Proposition de configurations

IV.6.2.1 Retour sur les configurations précédentes

Le chaînage développé dans ce chapitre permet de valider les deux configurations proposées au chapitre III. On estime alors leur comportement naturel en transitoires de perte de débit. Un calcul neutronique avec le schéma simplifié est effectué. Un chaînage direct (sans les métamodèles) est ensuite réalisé avec le code CATHARE pour recalculer les températures maximales lors des trois transitoires.

IV.6.2.1.1 Configuration dite « à grand nombre d'aiguilles »

Performances	Unités	Valeurs prédites par les métamodèles	Valeurs obtenues par schéma de calcul
Inventaire plutonium	kg	6130	6150
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.056	0.060
Perte de réactivité	pcm	-900	-1100
Puissance linéique max	W/cm	335	315
Dose max	DPA	90	90
Gain de régénération	-	0.006	0.010
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.022	-0.027
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Résultats chaîne de calcul
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	860	865
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	905	935
$T_{MAX} ULOHS$	°C	620	625
Caractéristiques cœur	Unités	Valeurs	Référence CFV-v1
F_{comb}	%	45.93	42.77
F_{Na}	%	27.31	29.14
F_{gain}	%	14.82	12.47
F_{TH}	%	8.65	9.76
$Entreplat_{réseau}$	cm	19.88	17.50
Nombre aiguilles par assemblage	-	397	217
Constante Doppler	pcm	-972	-980
Fraction de neutrons retardés β_{eff}	pcm	371	364
Enrichissement moyen	% vol.	12.22	13.91
Enrichissement maximum	% vol.	23.79	23.52
Burn-up maximum	at%	10.6	12.6
Puissance volumique zones fissiles	W/cm ³	185	258
Perte de charge cœur	bar	3.85	3.05
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	865	880
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	935	920
$T_{MAX} ULOHS$	°C	625	705

Table IV-21 – Performances neutroniques et thermo-hydrauliques de la configuration dite « à grand nombre d'aiguilles »

Les caractéristiques de la configuration dite « à grand nombre d'aiguilles » sont rappelées dans la Table IV-21. Comparés à la référence, les métamodèles thermo-hydrauliques ne prédisent pas d'amélioration significative du comportement de ce cœur lors des transitoires ULOF/MdTG et

ULOF/PP pour lesquels les températures maximales sont respectivement réduites de 20°C et 15°C. Compte-tenu des incertitudes de la chaîne de calcul et celles intrinsèques à la modélisation CATHARE, ces résultats ne sont pas significatifs.

La température en ULOHS est réduite de 85°C (de 705°C à 620°C). Cependant, cette amélioration concerne le transitoire le moins pénalisant a priori des trois (température maximale la moins élevée). L'intérêt d'une telle configuration est donc limité si on s'intéresse au comportement naturel du cœur.

Après validation par la chaîne de calcul, les prédictions des métamodèles sont partiellement confortées. Les températures en ULOF/MdTG et ULOHS sont prédites avec un écart de 5°C, ce qui est très satisfaisant. L'erreur produite sur la température en ULOF/PP est plus importante (30°C), ce résultat n'est pas surprenant si on rappelle que le Q^2 de ce métamodèle est le plus faible (90%). Cette erreur de 30°C est d'autant plus pénalisante qu'elle transforme la prédiction d'une légère amélioration en légère dégradation de cette performance. Pour s'assurer d'une amélioration du comportement en ULOF/PP il faut donc que les métamodèles prédisent une température bien inférieure (plusieurs dizaines de degrés) à celle de référence.

IV.6.2.1.2 Configuration dite « durable »

On montre en Table IV-22 les caractéristiques de la configuration dite « durable » proposée au chapitre précédent. Les métamodèles prédisent des températures équivalentes à celles de la référence pour le transitoire ULOF, une température améliorée pour l'ULOHS (de 25°C) et dégradée de 40°C pour l'ULOF/MdTG.

La validation par la chaîne de calcul indique que la température en ULOHS est correctement prédite par les métamodèles.

Performances	Unités	Valeur prédite par les métamodèles	Valeurs obtenue par schéma de calcul
Inventaire plutonium	kg	4300	4340
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.181	-0.188
Perte de réactivité	pcm	-1800	-1600
Puissance linéique max	W/cm	585	580
Dose max	DPA	145	138
Gain de régénération	-	0.04	0.03
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.181	0.201
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Résultats chaîne de calcul
T_{MAX} ULOF/MdTG	°C	920	915 (Ebullition en 60s)
T_{MAX} ULOF/PP	°C	915	915 (Ebullition en 60s)
T_{MAX} ULOHS	°C	680	680
Caractéristiques cœur	Unités	Valeurs	Référence CFV-v1
F_{comb}	%	42.29	42.77
F_{Na}	%	29.28	29.14
F_{gain}	%	12.06	12.47
F_{TH}	%	10.73	9.76
Entreplat _{réseau}	cm	15.83	17.50
Nombre aiguilles par assemblage	-	169	217
Constante Doppler	pcm	-622	-980
Fraction de neutrons retardés β_{eff}	pcm	339	364
Enrichissement moyen	% vol.	14.22	13.91
Enrichissement maximum	% vol.	25.66	23.52
Burn-up maximum	at%	17.4	12.6
Puissance volumique zones fissiles	W/cm ³	283	258
Perte de charge cœur	bar	4.73	3.20
T_{MAX} ULOF/MdTG	°C	915 (Ebullition en 60s)	880
T_{MAX} ULOF/PP	°C	915 (Ebullition en 60s)	920
T_{MAX} ULOHS	°C	680	705

Table IV-22 – Performances neutroniques et thermo-hydrauliques de la configuration dite « durable »

Concernant les résultats pour le transitoire ULOF/PP et ULOF/MdTG, les métamodèles reproduisent correctement les températures calculées. Cependant, une analyse plus fine des résultats dévoile que cette configuration en transitoire ULOF/PP et ULOF/MdTG mène à l'ébullition du sodium environ 60s après le déclenchement des pompes.

Les marges des températures à l'ébullition lors des transitoires sont donc essentielles. Ici une température de 915°C peut amener ou non à l'ébullition selon la valeur de la température de

saturation qui dépend de la pression. Cependant des températures plus basses assureront de la non ébullition (la température de saturation du sodium vaut 883°C à pression atmosphérique).

IV.6.2.2 Configuration dite « Comportement naturel »

A partir des métamodèles construits, on cherche à proposer une configuration présentant un comportement naturel amélioré dans les trois transitoires étudiés. Les contraintes de conception (entreplat assemblage, enrichissement maximum, etc.) sont identiques à celles retenues au chapitre III.

Paramètre de conception	Température maximale ULOF/MdTG (%)	Température maximale ULOF/PP (%)	Température maximale ULOHS (%)
Nombre de couronnes d'aiguilles	+78	+36	+36
Épaisseur du fil espaceur	+9.1	+6.1	X
Hauteur fissile inférieure	-2.2	-11	-12
Taux de dilution d'actinides mineurs dans fissile	+1.6	X	X
Hauteur plenum sodium	+1.5	+1.6	X
Hauteur fissile supérieure	X	-1.5	-8.3
Hauteur plaque fertile interne	X	-3.5	-2.0
Rayon externe pastille	X	X	+17

Table IV-23 – Récapitulatif des analyses globales de sensibilité pour les températures sodium en transitoires non protégés

On rappelle dans la Table IV-23 les résultats des trois analyses globales de sensibilité sur les températures maximales en transitoire. Huit variables de conceptions sont influentes sur les températures maximales du sodium atteintes en ULOx. Parmi ces 8 variables, 7 étaient déjà influentes sur les performances neutroniques du cœur ; seule la hauteur du plénum ne l'était pas. Au total 11 variables influent significativement sur les 10 performances définies (7 neutroniques et 3 thermo-hydrauliques).

On commence alors par fixer les paramètres NC et d_{fil} jouant au premier ordre sur les températures maximales en ULOF/MdTG et ULOF/PP. La Figure IV-22 indique qu'une configuration avec 12 couronnes d'aiguilles et un fil espaceur large diminuerait la température lors de ces deux transitoires. Pour diminuer la température en ULOHS, il faut favoriser un large diamètre de pastilles.

Afin de respecter la contrainte sur la taille maximale du réseau d'assemblage (<20cm), on diminue au maximum l'épaisseur de la gaine, du tube hexagonal et de l'espace inter-assemblage. Pour limiter la perte de réactivité pendant le cycle on ferme également les pastilles combustibles. On obtient la configuration montrée en Table IV-24.

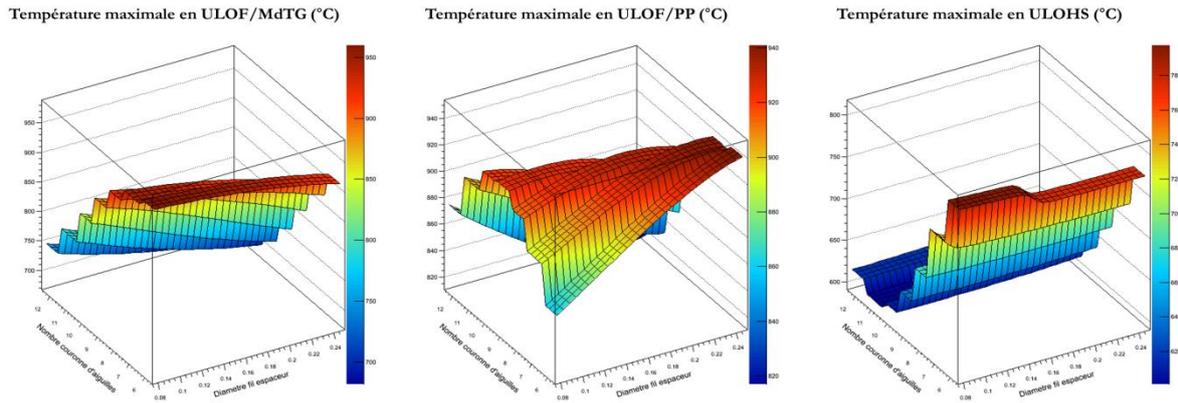


Figure IV-22 – Variations des températures maximales en transitoires ULOx en fonction de NC_{aig} et D_{fil}

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.3225	0.4225
$R_{int i}$	cm	0.0	0.11
d_{fil}	cm	0.18	0.10
d_{gaine}	cm	0.04	0.05
e_{TH}	cm	0.30	0.45
e_{Na}	cm	0.30	0.45
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	6060	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.053	0.044
Perte de réactivité	pcm	1560	-1500
Puissance linéique max	W/cm	305	480
Dose max	DPA	101	120
Gain de régénération	-	-0.02	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.14	0.092
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	750	880
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	880	920
$T_{MAX} ULOHS$	°C	630	705

Table IV-24 - Configuration dite « comportement naturel » (1)

Cette configuration diminue effectivement les températures maximales du sodium lors des trois transitoires. La puissance linéique est cependant trop faible. Pour l'augmenter on va réduire la hauteur de la zone fissile inférieure. Cette diminution va également permettre de réduire les trois températures maximales du sodium en transitoires (cf. Figure IV-23). On fixe donc la H_{FISINF} à 10 cm. Pour éviter d'avoir une perte de réactivité trop importante, on augmente à H_{FISSUP} à 40cm. On augmente également au maximum la hauteur du plénum sodium. La configuration obtenue est présentée en Table IV-25.

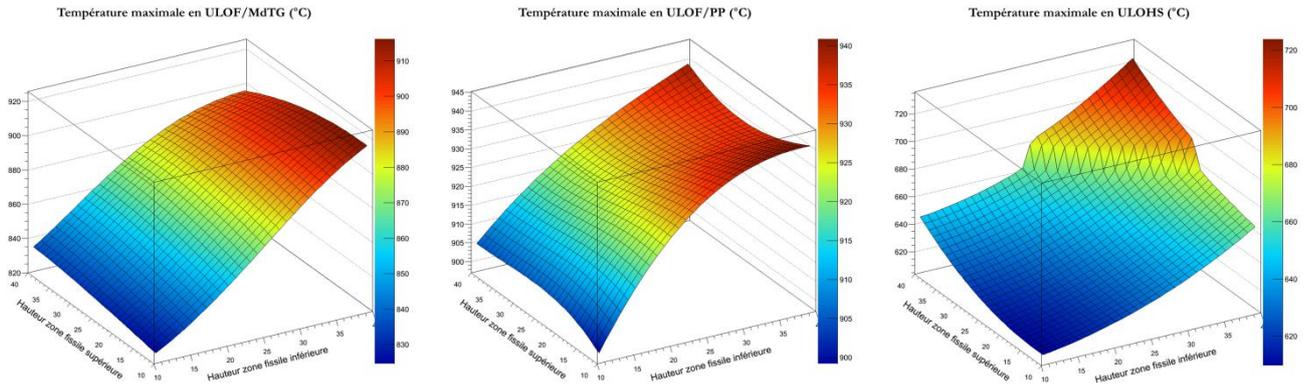


Figure IV-23 – Variations des températures maximales en transitoires ULOx en fonction de H_{fisinf} et H_{fissup}

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.3225	0.4225
R_{inti}	cm	0.0	0.11
d_{fil}	cm	0.18	0.10
d_{gaine}	cm	0.04	0.05
e_{TH}	cm	0.30	0.45
e_{Na}	cm	0.30	0.45
H_{FISINF}	cm	10	25
H_{FISSUP}	cm	40	35
H_{PLENUM}	cm	60	40
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	5660	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.061	0.044
Perte de réactivité	pcm	2150	-1500
Puissance linéique max	W/cm	335	480
Dose max	DPA	115	120
Gain de régénération	-	-0.06	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.058	0.092
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	720	880
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	860	920
$T_{MAX} ULOHS$	°C	615	705

Table IV-25 - Configuration dite « comportement naturel » (2)

Il reste à améliorer la perte de réactivité et le gain de régénération qui sont trop bas. L'analyse globale de sensibilité du chapitre III montre qu'il est possible d'améliorer ces deux caractéristiques en augmentant le taux de dilution des actinides mineurs dans les zones fissiles (Figure IV-24).

Enfin, la diminution à $H_{PFI} = 10cm$ sera favorable (Figure IV-25) à une diminution de la température maximale en ULOF/PP, qui reste la plus haute des trois considérées dans cette configuration. La configuration finale obtenue est présentée dans la Table IV-26.

La configuration finale est conforme aux contraintes de conception retenues. L'amélioration prédite par les métamodèles sur les températures maximales atteintes en transitoires non protégés est significative. La température maximale en ULOF/MdTG est diminuée de 180°C, celle en ULOF/PP de 100°C et celle en ULOHS de 55°C. Quatre performances neutroniques

du cœur sont également améliorées, le gain de régénération est proche de zéro, la contre-réaction sodium et la production d'actinides mineurs sont largement diminuées jusqu'à être négatives, et enfin la puissance linéique maximale est également plus faible que pour la configuration de référence (diminution de 140W/cm). Les trois autres performances du cœur sont dégradées, l'endommagement maximal sur la gaine est légèrement supérieur à celui de la référence, l'inventaire plutonium est augmenté de 10%, mais surtout la perte de réactivité pendant le cycle vaut 1900pcm ce qui, compte tenu de l'incertitude maximale sur cette valeur, pourrait l'amener au-delà de la contrainte des 2000pcm.

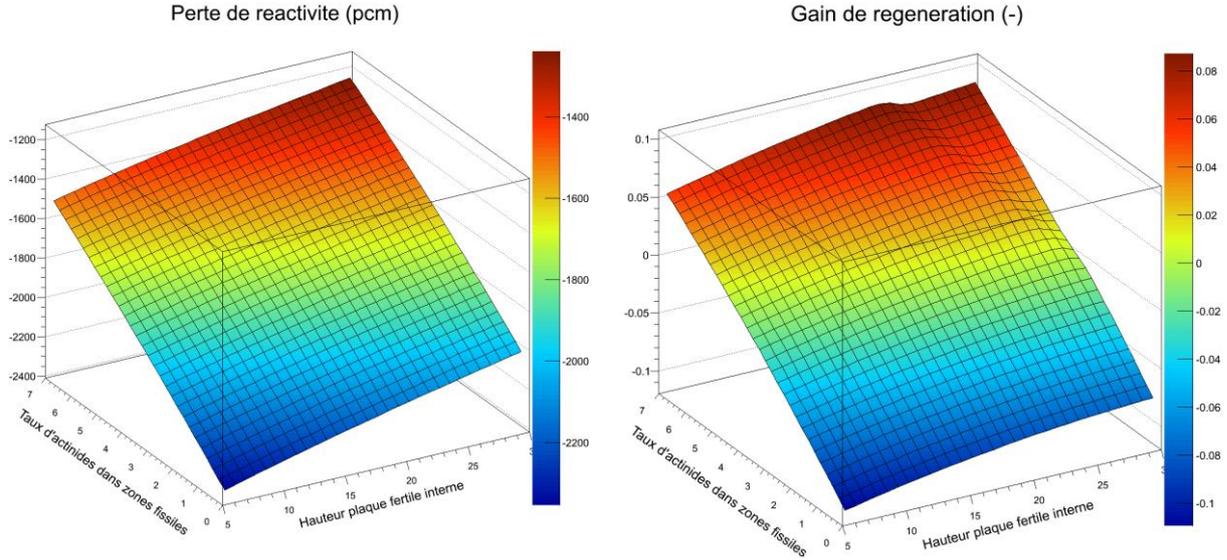


Figure IV-24 – Variations de la perte de réactivité (g) et du gain de régénération (d) en fonction de H_{PFI} et τ_{AM}

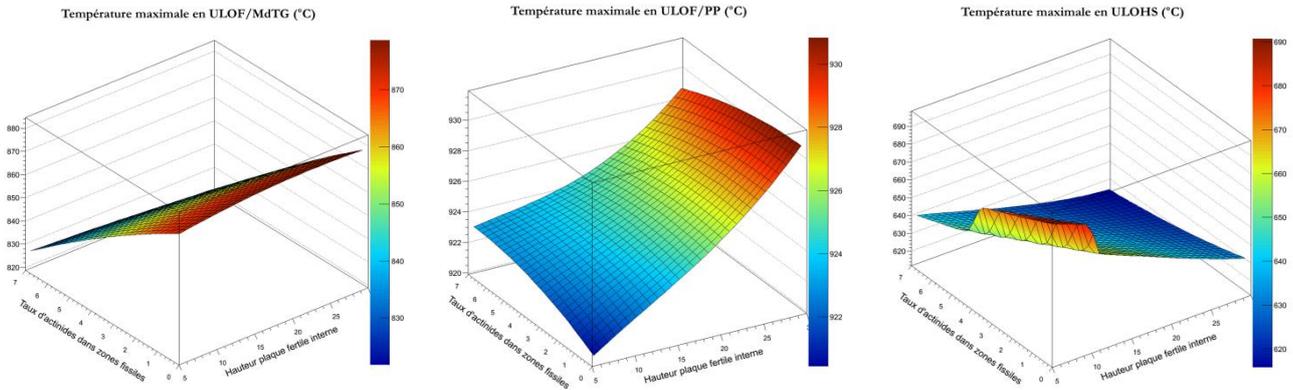


Figure IV-25 - Variations des températures maximales en transitoires en fonction de H_{PFI} et τ_{AM}

La configuration est alors validée avec notre chaîne de calcul. (cf. Table IV-27). Les améliorations prédites par les métamodèles sont confirmées. Les métamodèles sous estiment respectivement de 15°C et 35°C les températures maximales atteintes en ULOF/MdTG et ULOF/PP. Malgré cela les gains restent de 165°C et 65°C ce qui est significatif compte tenu des incertitudes CATHARE ($\sigma_{ref} = 70^\circ C$). La prédiction concernant l'ULOHS ne produit une erreur que de 5°C et la température maximale atteinte lors de ce transitoire est donc inférieure

de 50°C à celle de la référence. Ces résultats valident le bon comportement de ce cœur lors des transitoires non protégés.

Les performances neutroniques sont globalement bien prédites avec des erreurs inférieures aux incertitudes du schéma de calcul. Deux exceptions sont à noter :

- La contre-réaction sodium est surestimée par le métamodèle ; elle est donc meilleure qu'attendue, ce qui n'est pas pénalisant.
- La perte de réactivité est sous-estimée de 400pcm par rapport aux résultats du schéma de calcul. Ceci l'amène au-delà des 2000pcm de notre contrainte de conception. Il faudrait alors améliorer cette performance. Une des solutions serait de diminuer la durée d'un cycle d'irradiation, ce qui impacterait peu le comportement naturel du cœur en transitoires. Si le gain n'est pas suffisant il faudrait augmenter les hauteurs combustibles ; ceci augmenterait cependant les températures maximales atteintes lors des transitoires.

Variables	Unités	Valeurs	Valeurs référence
NC	-	12	9
R_{ext}	cm	0.3225	0.4225
R_{inti}	cm	0.0	0.11
d_{fil}	cm	0.18	0.10
d_{gaine}	cm	0.04	0.05
e_{TH}	cm	0.30	0.45
e_{Na}	cm	0.30	0.45
H_{FISINF}	cm	10	25
H_{FISSUP}	cm	40	35
H_{PLENUM}	cm	60	40
H_{PEI}	cm	10	20
$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	%	3.0	0
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	5160	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.084	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1900	-1500
Puissance linéique max	W/cm	340	480
Dose max	DPA	125	120
Gain de régénération	-	0.00	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.037	0.092
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	700	880
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	820	920
$T_{MAX} ULOHS$	°C	650	705

Table IV-26 – Configuration dite « comportement naturel »

Performances	Unités	Valeurs prédites par les métamodèles	Valeurs obtenues par schéma de calcul
Inventaire plutonium	kg	5160	5070
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.084	-0.082
Perte de réactivité	pcm	-1900	-2300
Puissance linéique max	W/cm	340	330
Dose max	DPA	125	128
Gain de régénération	-	-0.01	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.037	-0.061
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Valeurs obtenues par chaîne de calcul
$T_{MAX} ULOF/MdTG$	°C	700	715
$T_{MAX} ULOF/PP$	°C	820	855
$T_{MAX} ULOHS$	°C	650	655
Caractéristiques cœur	Unités	Valeurs	Référence CFV-v1
F_{comb}	%	36.00	42.77
F_{Na}	%	40.24	29.14
F_{gaine}	%	13.25	12.47
F_{TH}	%	5.84	9.76
$Entreplat_{réseau}$	cm	19.93	17.50
Nombre aiguilles par assemblage	-	397	217
Constante Doppler	pcm	-730	-980
Fraction de neutrons retardés β_{eff}	pcm	345	364
Enrichissement moyen	% vol.	14.89	13.91
Enrichissement maximum	% vol.	26.16	23.52
Burn-up maximum	at%	16.2	12.6
Puissance volumique zones fissiles	W/cm ³	226	258
Perte de charge cœur	bar	1.05	3.05

Table IV-27 – Caractéristiques de la configuration dite « comportement naturel »

IV.7 Conclusions

Ce chapitre a fait état des modèles thermo-hydrauliques, de leur validation sur des transitoires non protégés, ainsi que du chaînage avec la neutronique. Des métamodèles capables d'estimer le comportement du cœur lors de transitoires thermo-hydrauliques non protégés ont été construits et constituent une part essentielle de la méthode multi-physique mise au point dans nos travaux.

Une étude préliminaire a été menée pour estimer le comportement naturel du cœur lors d'un transitoire dimensionnant de manque de tension généralisé ULOF/MdTG. Cette étude a été réalisée sans prise en compte des effets dus au changement de géométrie du cœur sur les valeurs de contre-réactions et de puissance. Elle a permis de vérifier la faisabilité de l'application de la méthode à des calculs de transitoires. Deux métamodèles ont été construits, un premier pour représenter la température maximale atteinte lors du transitoire et un second pour prédire le temps d'atteinte du pic de température du sodium liquide. Les analyses de sensibilité sur cette étude ont montré l'importance de l'augmentation du volume du combustible dans le cœur pour améliorer le comportement naturel du cœur en ULOF/MdTG. Les résultats associés au métamodèle représentant le temps d'atteinte du pic sont cependant entaché d'erreurs importantes empêchant de conclure sur la pertinence des résultats obtenus.

Une seconde étude consistant à chaîner les modèles de neutronique et de thermo-hydraulique, a ensuite été réalisée, l'idée est de prendre en compte au mieux les changements neutroniques induits par les modifications géométriques lors des transitoires accidentels. Ce chaînage a été réalisé sur base de métamodèles, afin de pouvoir réaliser un grand nombre de simulations de transitoires avec CATHARE sans être limité par les temps de calcul des schémas neutronique. Le volume de données à transmettre depuis la neutronique jusqu'à la thermo-hydraulique a alors été réduit. Un chaînage simplifié a alors été développé et validé. Les profils de puissance et de contre-réactions ont été allégés, ce qui a permis de diviser le volume de données transmises par 10. La validation étape par étape sur le benchmark CFV-v1 a permis de démontrer que les erreurs produites ($\sim 13^\circ\text{C}$) par ce chaînage étaient bien inférieures à celles inhérentes à un calcul CATHARE de référence (l'incertitude sur la température étant de l'ordre de 70°C).

Le chaînage *utilisant les 106 métamodèles* représentant les paramètres de la neutronique a ensuite été testé sur le benchmark CFV-v1 et a montré sa cohérence, en ne produisant que quelques degrés (2°C) d'erreurs.

Ce chaînage basé sur des métamodèles a servi à la réalisation de plans d'expériences de grande taille. Trois transitoires accidentels ont pu alors être considérés : ULOF/PP, ULOHS, et ULOF/MdTG, menant à la construction de trois métamodèles de la température maximale avec un pouvoir de prédiction jugé acceptable: 90% (ULOF/PP), 95% (ULOF/MdTG) et 94% (ULOHS). Ces résultats ont été obtenus en augmentant la complexité des réseaux de neurones construits en y intégrant certains paramètres venant du chaînage. Le temps d'atteinte du pic de température en ULOF/MdTG n'a pas pu être représenté correctement par un métamodèle et n'a donc pas été intégré dans nos études de conception.

Les analyses globales de sensibilité sur ces métamodèles incluant les effets neutroniques ont montré l'importance des effets chaînés. Alors que l'étude préliminaire tend à montrer que l'augmentation de la hauteur combustible était favorable à un meilleur comportement du cœur en transitoire, l'étude complète montre des effets inversés. L'intérêt du développement d'un modèle multi-physique est alors démontré.

Huit paramètres ont été identifiés comme ayant une influence non négligeable sur les températures lors des transitoires considérées : les trois plus importants étant le nombre de couronne d'aiguilles par assemblage, l'épaisseur du fil espaceur et la hauteur de la zone fissile inférieure.

Les trois métamodèles construits ont permis d'estimer le comportement naturel en transitoires des deux configurations issues du chapitre III :

- Pour la configuration dite « à grand nombre d'aiguilles », les métamodèles prédisent de faibles améliorations sur la température en ULOF/MdTG (20°C) et ULOF/PP (15°C). Le recalcul de cette configuration avec ERANOS/CATHARE invalide ces faibles améliorations ; le gain en ULOF/MdTG passe à 15°C soit dans la gamme d'incertitude, et celui en ULOF/PP s'avère être une dégradation de 15°C. Le gain en ULOHS de 80°C est confirmé mais peu significatif puisqu'il s'agit du transitoire le moins pénalisant. Cette configuration apparaît donc sans intérêt au regard du comportement naturel du cœur.
- La configuration dite « durable » est également peu satisfaisante à cet égard. La température maximale en ULOF/MdTG est augmentée de 35°C, celle en ULOF reste inchangée. L'analyse des résultats issus de la validation montre cependant que cette configuration mène à une crise d'ébullition du sodium lors de ces deux transitoires. Une limite d'utilisation de nos métamodèles apparaît alors puisqu'ils ne sont pas capables de prédire cette crise d'ébullition.

Les trois métamodèles ont également mené à la proposition d'une nouvelle configuration, avec pour objectif d'améliorer le comportement naturel de cette image de cœur lors des transitoires étudiés. La configuration obtenue diminue de 180°C la température en ULOF/MdTG, de 100°C celle en ULOF/PP et de 55°C celle en ULOHS. Le recalcul de cette configuration avec ERANOS/CATHARE confirme globalement ces résultats. Les performances neutroniques sont aussi améliorées, à l'exception de l'inventaire plutonium et de la perte de réactivité qui sont dégradés comparé au CFV-v1

Au final, la configuration proposée n'est pas complètement satisfaisante au regard des 10 performances. Le design dans un espace à 30 dimensions assisté par des métamodèles est une étape complexe. Il n'existe également aucun moyen de s'assurer de l'optimalité des configurations produites. Dans le chapitre suivant, les métamodèles construits serviront de support à une étape d'optimisation multicritère qui permettra d'identifier strictement des configurations optimales.

V. Optimisations multi-physiques et multicritères

V.	OPTIMISATIONS MULTI-PHYSIQUES ET MULTICRITÈRES	170
V.1	INTRODUCTION.....	172
V.1.1	<i>Domaine de validité des métamodèles</i>	<i>172</i>
V.1.2	<i>Performances optimisées</i>	<i>172</i>
V.1.3	<i>Contraintes de conception.....</i>	<i>173</i>
V.2	APPLICATION AUX CŒURS TYPE CFV-V1	174
V.2.1	<i>Analyse du front de Pareto</i>	<i>174</i>
V.2.1.1	Analyse des variables d'optimisation.....	174
V.2.1.2	Analyse des performances	175
V.2.2	<i>Extraction de configurations optimisées</i>	<i>180</i>
V.2.2.1	Configuration dite « durable »	180
V.2.2.2	Configuration dite « comportement naturel ».....	182
V.2.2.3	Configuration dite « équilibrée ».....	182
V.3	APPLICATION SUR LE DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET	185
V.3.1	<i>Analyse du front de Pareto</i>	<i>185</i>
V.3.1.1	Analyse des variables d'optimisation.....	185
V.3.1.2	Analyse des performances	186
V.3.2	<i>Extraction de configurations optimisées</i>	<i>189</i>
V.3.2.1	Configuration dite « durable »	189
V.3.2.2	Configuration dite « comportement naturel ».....	190
V.3.2.3	Configuration dite « équilibrée ».....	190
V.3.3	<i>Validation de configurations optimales.....</i>	<i>192</i>
V.4	CONCLUSIONS	194

Figures

FIGURE V-1	– DISTRIBUTIONS DE CERTAINS PARAMÈTRES DE CONCEPTION DANS LE FRONT DE PARETO.....	175
FIGURE V-2	– CARTE DES PERFORMANCES DU CFV-V1	177
FIGURE V-3	– PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO (G) ET COEFFICIENTS DE SPEARMAN ASSOCIÉS (D)	177
FIGURE V-4	– PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION POSITIVE	178
FIGURE V-5	– PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION NÉGATIVE.....	179
FIGURE V-6	– PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO – CORRÉLATION NULLE	180
FIGURE V-7	- DISTRIBUTIONS DE CERTAINS PARAMÈTRES SUPPLÉMENTAIRES DE CONCEPTION DANS LE FRONT DE PARETO	186
FIGURE V-8	– PROJECTION 2D DU FRONT DE PARETO (G) ET COEFFICIENTS DE SPEARMAN ASSOCIÉS (D) SUR LE DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET.....	187
FIGURE V-9	– CONFIGURATIONS AUX PERFORMANCES AMÉLIORÉES PAR RAPPORT AU CFV-V1.....	188

Tables

TABLE V-1	– DOMAINE DE VARIATION DES PERFORMANCES	176
TABLE V-2	- CONFIGURATION DITE « DURABLE ».....	181
TABLE V-3	- CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL ».....	183
TABLE V-4	- CONFIGURATION DITE « ÉQUILIBRÉE ».....	184
TABLE V-5	– VARIATIONS DES PERFORMANCES SUR LE FRONT DE PARETO CALCULÉ SUR LE DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET ..	187
TABLE V-6	- DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « DURABLE »	189
TABLE V-7	–DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « COMPORTEMENT NATUREL ».....	191
TABLE V-8	- DOMAINE D'ÉTUDE COMPLET : CONFIGURATION DITE « ÉQUILIBRÉE »	192
TABLE V-9	– VALIDATION DES RÉSULTATS SUR UN FRONT DE PARETO RÉDUIT	193

Résumé

Ce chapitre, cœur de la thèse, détaille l'optimisation multicritère et multi-physique des cœurs de type CFV vis-à-vis des performances du cœur et des scénarios de transitoire. Après avoir brièvement rappelé les limites de validité des métamodèles et les contraintes d'optimisation qui seront prises en compte, on s'attachera à étudier le concept de CFV-v1 vis-à-vis d'une optimisation générale des 10 estimateurs de performance. Cette optimisation, menant à un ensemble de 5000 configurations limitée au domaine de validité du design du CFV dans sa version v1, permet de démontrer que la référence CFV-v1 est optimale du point de vue de Pareto. L'analyse des corrélations entre performances, accessible essentiellement au travers des études d'optimisation, permet d'identifier les antagonismes entre performances, et d'orienter les études de préconception. On constate en particulier, et c'est un point important de l'étude, que les corrélations trouvées entre les trois températures maximales en transitoires sont positives. Cela signifie que l'on peut améliorer *simultanément* le comportement naturel du cœur lors de ces trois scénarios non protégés.

De nouvelles configurations sont proposées sur le front de Pareto de l'optimisation multicritère, qui améliorent certaines performances, sans dégrader les autres, hormis l'inventaire plutonium, corrélé négativement à tous les autres critères de performance.

Enfin, le domaine d'optimisation est élargi grâce à 9 paramètres de conception supplémentaires générant des degrés de liberté additionnels. Des configurations optimisées par rapport au concept de CFV-v1 sont ainsi obtenues.

Une validation globale d'un front de Pareto est enfin réalisée ; cependant, elle ne peut se substituer à une validation stricte avec les schémas Best-Estimate.

V.1 Introduction

La méthode et l'ensemble des métamodèles (neutroniques et thermo-hydrauliques) étant mis en place, des optimisations multicritères peuvent être réalisées. Les objectifs d'une telle démarche sont multiples :

- Identifier rapidement des configurations présentant des profils de performances intéressants.
- Identifier les performances antagonistes.
- Quantifier l'intérêt de certains paramètres de conception (distribution dans le front de Pareto et impact de nouveaux paramètres sur les résultats d'optimisation).
- Vérifier la validité des métamodèles dans la zone optimale (définie par les fronts de Pareto).

Une fois les performances et contraintes définies, un algorithme d'optimisation multicritère (de type algorithme évolutionnaire) est appliqué sur les métamodèles avec le module VIZIR [124] d'URANIE et permet d'obtenir un ensemble de configurations optimales, appelé front de Pareto. Le principe de fonctionnement d'un algorithme évolutionnaire est rappelé en annexe VIII.4.

V.1.1 Domaine de validité des métamodèles

Les métamodèles construits aux chapitres précédents, ont été validés et ont démontré leur capacité à prédire les caractéristiques des cœurs dans un domaine de validité bien précis, on rappelle ici les principales hypothèses nécessaires à leur utilisation :

- Les bornes des paramètres de conception sont celles définies au chapitre III (Table III-7), les capacités d'extrapolation des métamodèles en dehors du domaine n'ont pas été testées/validées.
- La position des assemblages est similaire à celle du CFV-v1. Le modèle géométrique implémenté permet d'étudier d'autres configurations. Cependant, par manque de temps, des métamodèles incluant ces paramètres n'ont pas été construits. Leur implémentation ne pose pas de difficultés pratiques.
- La gestion du cœur se fait par $\frac{1}{4}$ et on considère le cœur à son état d'équilibre.
- Les transitoires considérés sont simulés en fin de cycle à l'équilibre.
- L'architecture du circuit primaire est identique à celle de la référence CFV-v1.
- Les fractions volumiques des assemblages non combustible du cœur sont à leurs valeurs de référence 2011 (cette hypothèse peut sembler contraignante sur le domaine d'applicabilité des métamodèles ; cependant ces fractions volumiques n'ont *a priori* qu'une influence mineure sur les performances globales du cœur).

V.1.2 Performances optimisées

On rappelle ici les dix performances qui seront optimisées par l'algorithme : les sept premières concernent des performances neutroniques (cf. chapitre III) et les trois dernières concernent le comportement naturel du cœur en transitoire thermo-hydraulique non protégé (cf. chapitre IV):

1. La quantité de plutonium dans le cœur nécessaire à sa divergence (IPU);
2. La quantité d'actinides mineurs produits/détruits lors d'un cycle d'irradiation à l'équilibre (AMEff);
3. La destruction/régénération du combustible lors d'un cycle d'irradiation à l'équilibre (GR);

4. La puissance linéique maximale sur une aiguille lors du cycle à l'équilibre (PLINmax);
5. La dose maximale dans l'acier constituant les gaines lors de 4 cycles à l'équilibre (DPAMax);
6. La perte de réactivité lors d'un cycle à l'équilibre (DRHO);
7. La valeur du coefficient de contre-réaction de la dilatation du sodium en fin de cycle à l'équilibre (CRNA);
8. Les températures maximales atteintes par le sodium lors d'ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS en fin de cycle à l'équilibre ($T_{ULOF/MdTG}, T_{ULOF/PP}, T_{ULOHS}$).

V.1.3 Contraintes de conception

Afin d'obtenir uniquement des configurations de cœurs réalistes, on limite les résultats de l'optimisation aux contraintes suivantes :

1. L'entreplat du réseau d'assemblage doit être inférieur à 20cm : au-delà le rayon des cœurs serait trop important, menant à des problèmes de contrôle et de coût.
2. Le rapport R_{ext}/e_{gaine} doit être compris entre 5.0% et 8% : plus l'aiguille à un diamètre important plus la contrainte mécanique sur la gaine est importante. Les configurations avec de grandes aiguilles et une gaine fine doivent donc être évitées pour assurer la résistance mécanique de cette dernière (cette contrainte provient des critères RAMSES II, sur les contraintes provenant des gaz de fission acceptables par la gaine. Le retour d'expérience des RNR-Na en France a montré que les bornes 5.0% et 8.5% étaient réalistes et réalisables).
3. La valeur absolue du gain de régénération doit être inférieure à 0.05 : un des objectifs du projet est de concevoir un cœur proche de l'isogénération.
4. La puissance linéique maximale doit être comprise entre 325 et 625 W/cm : une valeur trop haute mènerait à des marges à la fusion du combustible trop faible. Des valeurs trop basses sont écartées car le combustible et la gaine ne se lient pas pendant l'irradiation, ce qui ne permet pas d'augmenter la conductivité du jeu pastille-gaine menant à des températures combustible trop élevées.
5. La dose maximale sur la gaine ne doit pas dépasser 150 DPA : l'acier AIM1 constituant les gaines devient fragile au-delà de cette limite, menant à une très grande probabilité de rupture.
6. La perte de réactivité doit être inférieure à 2000pcm : au-delà, le mouvement des barres de contrôle serait trop important.
7. Le coefficient de contre-réaction sodium doit être plus faible que 0.25pcm/°C : la valeur de ce coefficient doit être limitée pour des raisons de sûreté et d'acceptabilité ;
8. Les températures maximales atteintes par le sodium en transitoire doivent être inférieures à 920°C. On a vu au chapitre IV que, autour de 900°C, l'ébullition pouvait apparaître sans que les métamodèles soient capables de la prédire. On a fixé la limite à 920°C de façon à ce que la référence CFV-v1 respecte cette contrainte.

Il est important de noter que le jeu de contraintes défini n'intervient qu'ici en fin de méthode d'optimisation. Ainsi, si la définition des contraintes de conception venait à changer, seule cette dernière étape devrait être modifiée. Les métamodèles de neutronique et de thermo hydraulique resteront valides, puisqu'ils ont été construits et validés sur l'ensemble du domaine d'étude sans considération de ces contraintes.

V.2 Application aux cœurs type CFV-v1

Pour cette première application de chaînage et d'optimisation multicritère, multi-physique, et afin de comparer les résultats de la méthode de substitution avec les résultats de référence de la version CFV-v1, seul un sous-espace du domaine d'étude a été considéré. Il correspond aux paramètres retenus par les concepteurs lors de l'élaboration de cette version :

- Un seul rapport d'enrichissement cœur interne/externe.
- Un seul rayon interne de pastille.
- Pas de dilution d'actinides mineurs, ni dans les zones fissiles, ni dans les zones fertiles.

L'espace des performances a 10 dimensions. Afin d'avoir une bonne représentation du front de Pareto, on lance une instance de l'algorithme avec pour objectif d'obtenir une population de configurations optimales de 5000 individus. L'optimisation a nécessité le calcul d'un million de configurations avec les métamodèles.

Le paragraphe suivant détaille l'analyse du front de Pareto obtenu, des variables d'optimisation et des performances associées. Parmi le front de Pareto, certaines configurations feront l'objet d'une attention particulière, en les sélectionnant selon certains critères d'objectifs.

V.2.1 Analyse du front de Pareto

L'analyse du front de Pareto est effectuée sur les variables d'optimisation et les estimateurs de performance.

V.2.1.1 Analyse des variables d'optimisation

Afin de vérifier que l'optimisation s'est déroulée de manière adéquate/rigoureuse, on se concentrera tout d'abord sur la distribution des paramètres de conception dans la population *optimale*. 19 paramètres, parmi les 21 retenus, varient sur la totalité de leur plage de variation. Le domaine d'étude est donc bien exploré. Seuls le nombre de couronnes d'aiguilles et le rayon externe des pastilles combustibles ne le sont pas. Aucune configuration avec moins de 8 couronnes d'aiguilles par assemblage, ou un rayon externe de pastille inférieur à 0.33cm n'a été trouvée comme optimale et vérifiant le jeu de contraintes prédéfinies.

La Figure V-1 montre la distribution de certains paramètres de conception (R_{ext} ; T_{cycle} ; r_{fisinf} ; e_{fil} ; H_{plenum}) dans le front de Pareto. On constate alors que :

- Le rayon externe des pastilles combustibles est très majoritairement compris entre 0.40cm et 0.48cm ($R_{ext} \in [0.25cm; 0.55cm]$).
- La durée d'irradiation est majoritairement inférieure à 360JEPP, qui correspond à la valeur de la référence. Il semble donc difficile d'augmenter cette durée tout en restant optimal ($T_{cycle} \in [300JEPP; 450JEPP]$). D'autres études pourraient être menées en cherchant à maximiser cette variable.
- Le rapport d'enrichissement cœur interne/externe est globalement supérieur à 1.0. Nous avons choisi d'explorer la possibilité de sous-enrichir le cœur interne par rapport à l'externe, cette possibilité apparaît donc comme peu intéressante ($r_{fisinf} \in [0.80; 1.33]$).
- L'épaisseur du fil espaceur est globalement plus grande (la moyenne de la distribution obtenue est de 0.13cm et $e_{fil} \in [0.0075cm; 0.0325cm]$) que celle de la référence ($e_{fil} = 0.1cm$) dans la zone optimale, le parti pris de la conception du cœur CFV était

de concevoir un réseau d'aiguille « au pas serré », on montre ici que relâcher cette contrainte permet d'obtenir de nombreuses configurations optimales.

- La hauteur du plénum sodium est quasiment toujours supérieure à 40cm (valeur référence et $H_{plenum} \in [0.30; 60cm]$).

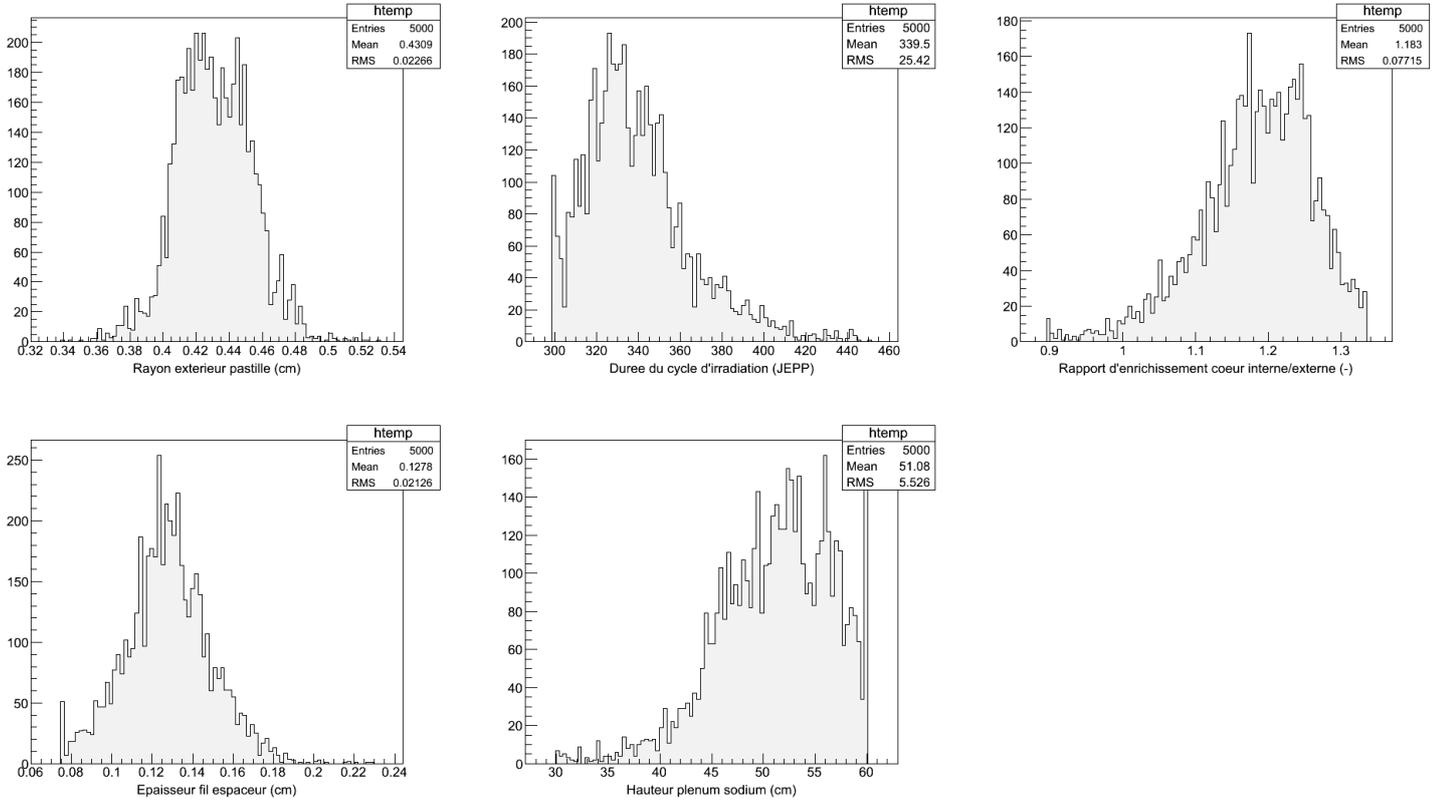


Figure V-1 – Distributions de certains paramètres de conception dans le front de Pareto

V.2.1.2 Analyse des performances

Le front de Pareto obtenu permet de classer chacune des configurations optimales obtenues selon des critères de performance globale en fonction des bornes de variation de chacune des 10 performances de cœurs (Table V-1). Chaque performance y_i (Équation V-1 et Équation V-2) sera normalisée sur sa plage de variation, par rapport à sa valeur maximale y_{max} ou minimale y_{min} . La note N_i ainsi obtenue pour chaque performance d'une configuration est donnée par

$$\text{Performance à minimiser : } N_i = 10 \cdot \frac{y_{max} - y_i}{y_{max} - y_{min}} \quad \text{Équation V-1}$$

$$\text{Performance à maximiser : } N_i = 10 \cdot \frac{y_i - y_{min}}{y_{max} - y_{min}} \quad \text{Équation V-2}$$

Cette notation permet alors de comparer, sur le domaine optimal (au sens de Pareto), les configurations entre elles et vis-à-vis de la référence CFV-v1. Dans ces conditions, la configuration référence (v1) apparaît comme étant diversement répartie (Figure V-2) sur les performances considérées. L'inventaire plutonium, la production d'actinides mineurs, la puissance linéique maximale et la température en ULOHS sont, relativement aux configurations trouvées, satisfaisants (note proche de 5 ou supérieure à 5). Le gain de régénération, la dose maximale, la perte de réactivité et la contre-réaction sodium sont quant à elles dans la partie basse du front de Pareto. Les deux températures maximales atteintes en transitoires

ULOF/MdTG et ULOF/PP sont quant à elles très mauvaises : les notes respectives sont 1.6 et 0 sur ces critères de performances.

Performances	Abréviation	Unité	Borne variation sur Pareto	Valeur référence CFV-v1	Note CFV-v1
Inventaire plutonium	IPU	kg	[3900 ; 7450]	4900	7.2
Production effective d'actinides mineurs	AMeff	kg/JEPP	[0.028 ; 0.066]	0.048	4.7
Gain de régénération	GR	-	[-0.05 ; 0.05]	-0.02	3.0
Puissance linéique maximale	PLINmax	W/cm	[325 ; 625]	480	4.8
Dose maximale	DPAmax	DPA	[80 ; 148]	120	4.3
Perte de réactivité	DRHO	pcm	[300 ; 2000]	1500	2.9
Contre-réaction sodium	CRNA	pcm/°C	[-0.23 ; 0.25]	0.0918	3.3
Température maximale ULOF/MdTG	$T_{ULO\text{F}/M\text{dTG}}$	°C	[700 ; 910]	880	1.6
Température maximale ULOF/PP	$T_{ULO\text{F}/PP}$	°C	[800 ; 920]	920	0
Température maximale ULOHS	$T_{ULO\text{HS}}$	°C	[610 ; 810]	705	5.3

Table V-1 – Domaine de variation des performances

L'exercice d'optimisation permet principalement de proposer un ensemble de configurations optimales parmi lesquelles le concepteur devra néanmoins faire un choix, dépendant des critères de performances sélectionnés.

L'exercice permet également de vérifier l'optimalité (aux incertitudes près) d'une configuration déjà existante. En ne prenant en compte que les paramètres de conception considérés pour le dessin du CFV-v1, on peut comparer ses performances globales avec celles des configurations du front de Pareto. Aucune configuration améliorant simultanément toutes les performances du CFV-v1 par rapport aux scénarios de transitoires accidentels n'a été trouvée.

Ainsi la configuration référence CFV-v1 est ici prouvée comme étant *optimale au sens de Pareto*, sur les 10 performances étudiées ici.

La méthode de conception classique montre donc ici son efficacité. La méthode mise au point dans cette thèse peut être utilisée pour explorer de nouvelles configurations de cœurs et proposer des alternatives.

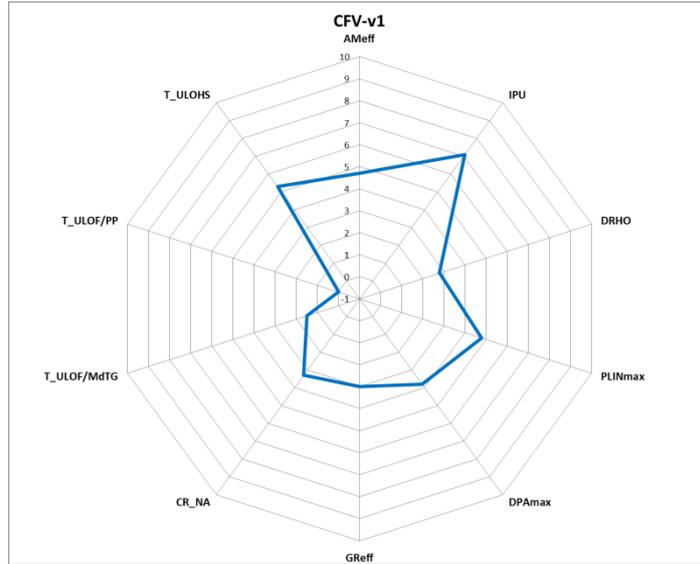


Figure V-2 – Carte des performances du CFV-v1

La population de configurations optimales permet également d’extraire des informations globales sur la zone d’optimalité de l’objet étudié. Les projections en deux dimensions du front de Pareto ainsi que les indices de corrélations linéaires (Spearman cf. Équation V-3) sont montrés en Figure V-3. L’intérêt de cette représentation est d’identifier et quantifier les antagonismes entre les performances. Cette représentation, non triviale dans les études « classiques », fournit des informations fondamentales sur la possibilité (ou non) d’améliorer simultanément deux performances. On montrera que des choix doivent être faits.

$$\rho_{ij} = \frac{R_{y_i}R_{y_j} - R_{y_i} \cdot R_{y_j}}{\sigma_{R_{y_i}} \sigma_{R_{y_j}}}; \text{ avec } R_{y_i} \text{ la distribution des rangs de } y_i \quad \text{Équation V-3}$$

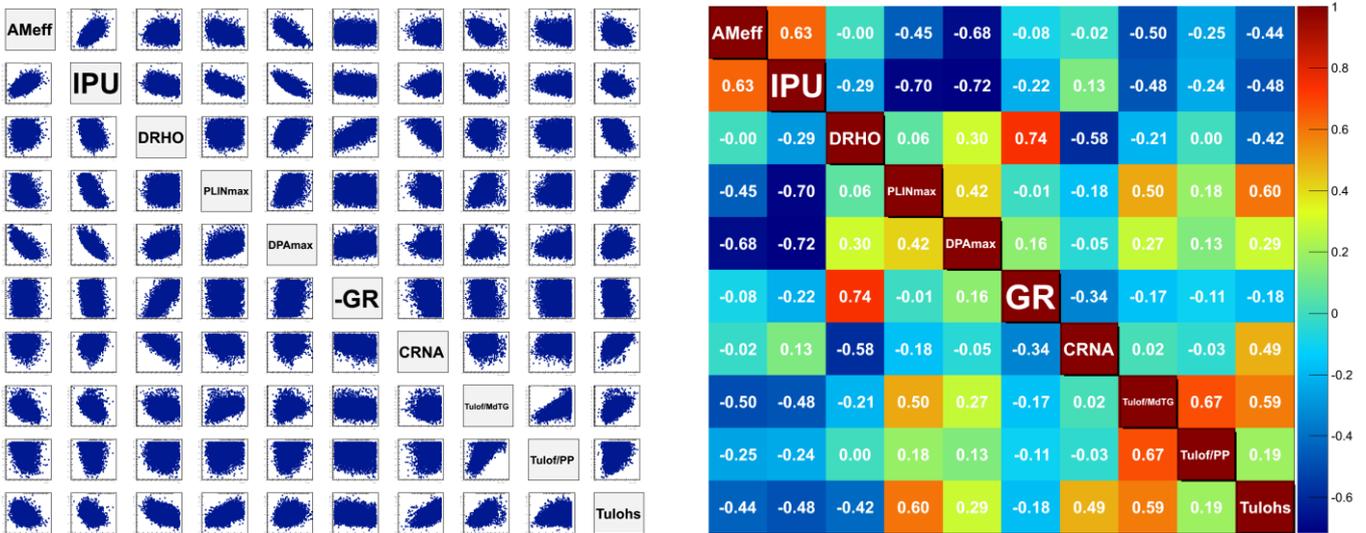


Figure V-3 – Projection 2D du front de Pareto (g) et coefficients de Spearman associés (d)

Une corrélation fortement positive (Figure V-4) indique ainsi que des configurations optimisant les deux performances simultanément existent sur le front de Pareto : globalement, l'amélioration d'une des performances amène à l'amélioration de la seconde. C'est ici le cas de :

- L'inventaire plutonium et la production d'actinides mineurs (0.63).
- la perte de réactivité et le gain de régénération (0.74).
- La puissance linéique maximale avec la dose maximale (0.42), la température maximale en ULOF/MdTG (0.50) et en ULOF/PP (0.60).
- la contre-réaction sodium et la température maximale en ULOHS (0.49).
- la température en ULOF/MdTG avec celle ULOF/PP (0.67) et ULOHS (0.59).

On constate par ailleurs, et c'est un point important de l'étude, que les corrélations trouvées entre les trois températures maximales en transitoires sont positives (elles sont de 0.67, 0.59 et 0.19). Ceci signifie donc que l'on peut améliorer simultanément le comportement naturel du cœur lors de ces trois scénarios.

L'analyse plus poussée de la population du front de Pareto montre que plus de 99% des configurations obtenues ont une température maximale atteinte en ULOF/PP supérieure à celle en ULOF/MdTG. De même, 100% des configurations optimales atteignent une température du sodium en ULOF/PP supérieure à celle atteinte en ULOHS. On prouve donc ici que, dans la zone optimale, le scénario ULOF/PP est le scénario dimensionnant. Il sera donc celui le plus contraignant si l'on veut imposer un critère sur le comportement naturel du cœur.

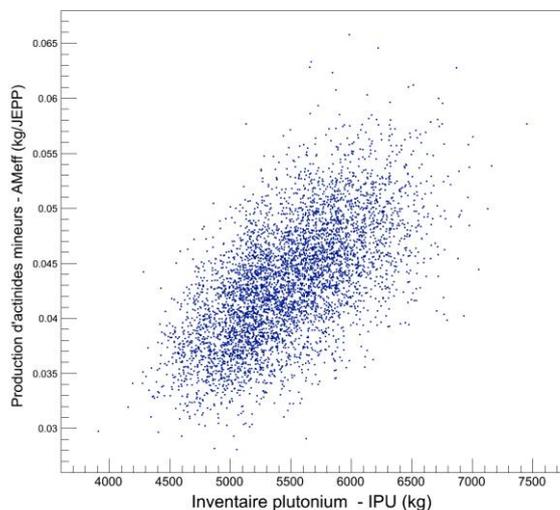


Figure V-4 – Projection 2D du front de Pareto – Corrélation positive

A l'inverse certaines corrélations sont fortement négatives (un exemple est donné Figure V-5). Cela signifie que la marge existante pour améliorer simultanément les deux performances est très réduite (voire inexistante). C'est le cas notamment pour :

- la production d'actinides mineurs avec la puissance linéique maximale (-0.45), la dose maximale (-0.68), les températures en transitoires non protégés (-0.50, -0.25 et -0.44 pour respectivement ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS).

- l'inventaire plutonium avec la puissance linéique maximale (-0.70), la dose maximale (-0.72), et les trois températures en transitoires (-0.48, -0.24 et -0.48 pour respectivement ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS).
- la perte de réactivité avec la contre-réaction sodium (-0.58) et la température maximale du sodium en transitoire ULOHS (-0.42).

On constate que l'inventaire plutonium est corrélé négativement avec 7 autres performances (toutes sauf la production d'actinides mineurs et la contre-réaction sodium). Ainsi, si on accepte de dégrader cette performance, il est possible d'améliorer quasiment toutes les autres performances. Considérant l'excellente note du CFV-v1 pour cette performance (7.2/10), il est possible de trouver un grand nombre de configurations aux autres performances améliorées si on relâche la contrainte sur l'inventaire plutonium.

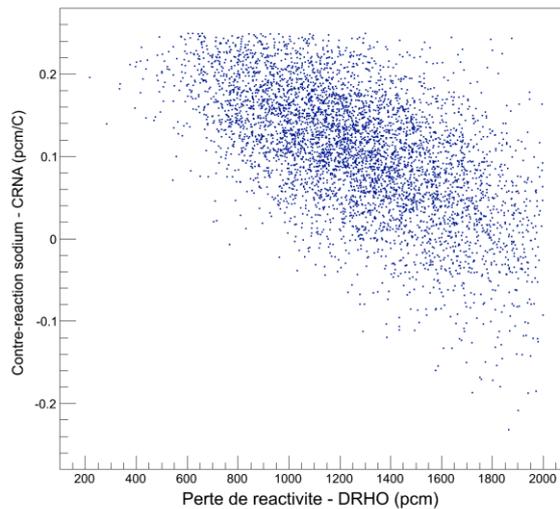


Figure V-5 – Projection 2D du front de Pareto – Corrélation négative

Enfin certaines performances ne sont pas ou très peu corrélées (coefficient proche de zéro). Cela signifie que soit les deux performances sont relativement indépendante (cf. Figure V-6 gauche), soit que la variation d'une performance par rapport à une autre n'est pas monotones (cf. Figure V-6 droite, la corrélation linéaire est nulle - cependant de basses température en ULOF/MdTG ne peuvent être atteintes que pour des contre-réactions sodium élevées).

On montre donc ici que pour un concept CFV, pour lequel la contre-réaction sodium est faible, cette dernière contre-réaction *n'est pas un bon estimateur* de sûreté pour le comportement en ULOF/MdTG et ULOF/PP.

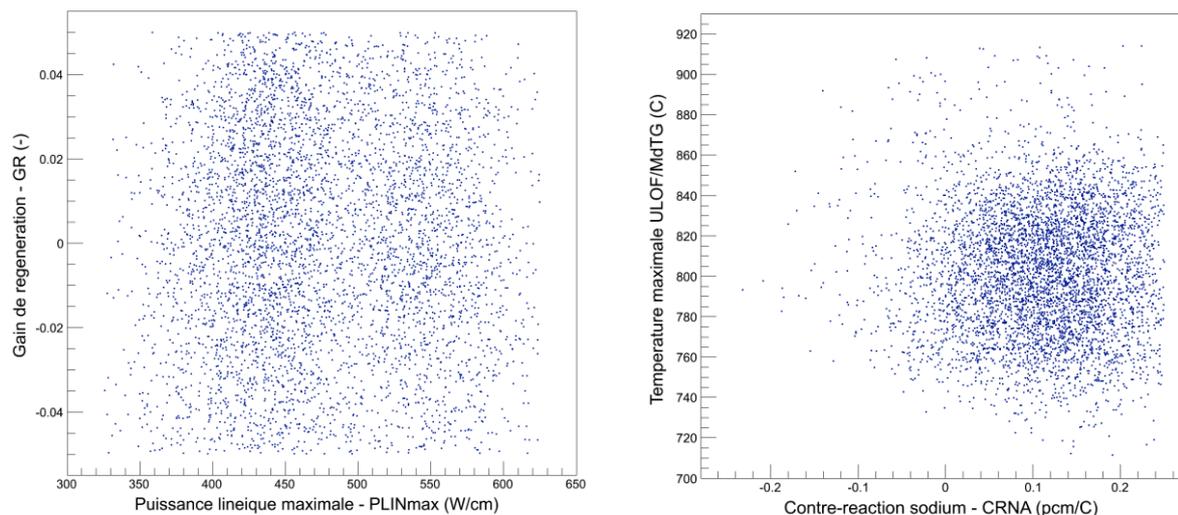


Figure V-6 – Projection 2D du front de Pareto – Corrélation nulle

V.2.2 Extraction de configurations optimisées

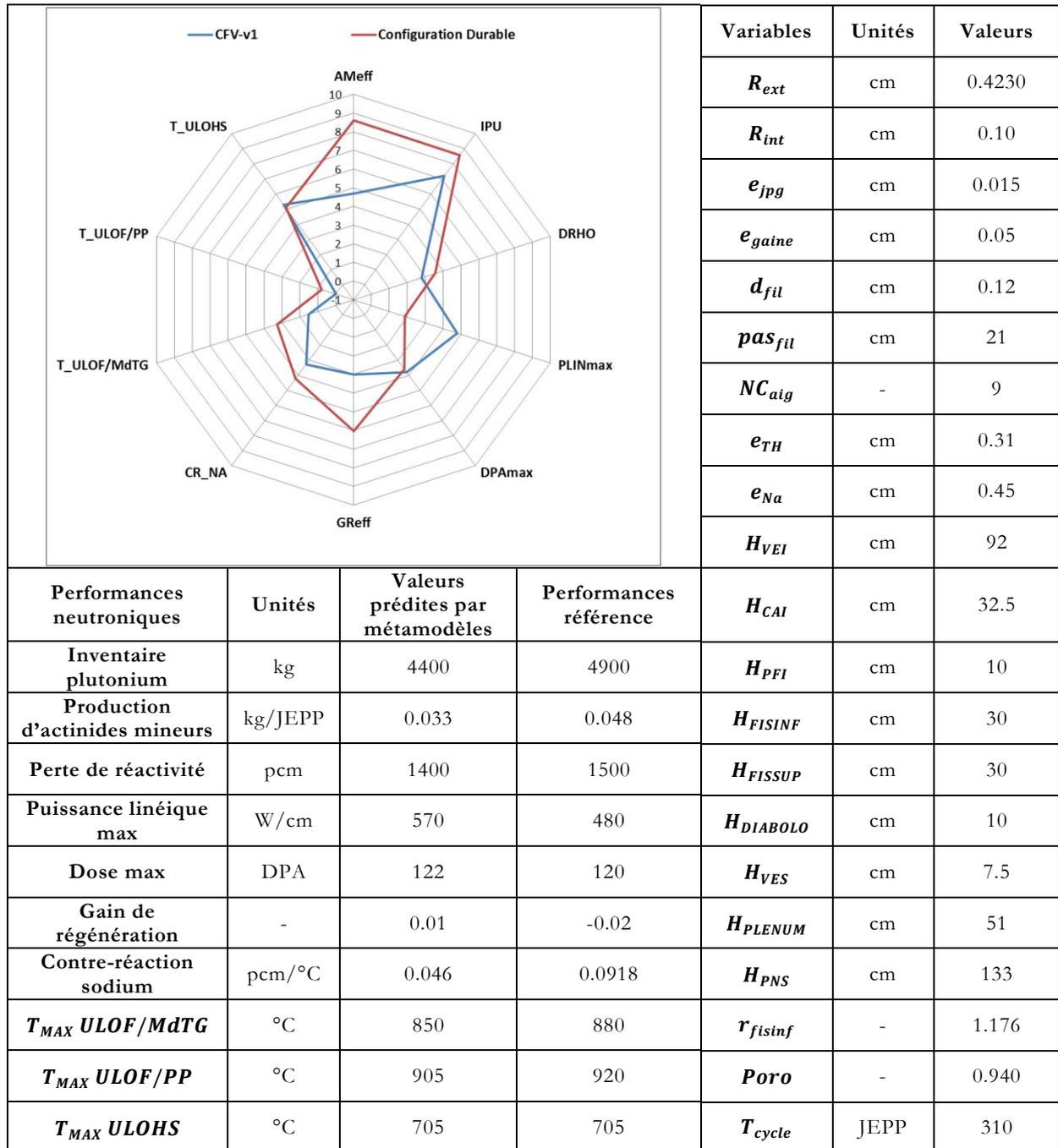
Des configurations de cœur parmi celles du front de Pareto peuvent donc être sélectionnées en fonction de l'importance relative donnée à chaque performance. Cependant, le choix de quelques configurations parmi 5000 dans un espace à 10 dimensions est un exercice complexe. Afin d'illustrer le principe de l'étude et les potentialités étendues de l'approche implémentée dans ce travail, nous avons décidé de ne présenter que 3 configurations. Chacune d'entre elle est axée sur un objectif particulier : la durabilité, le comportement naturel en transitoires non protégés, ainsi qu'un compromis équilibré entre les différentes performances.

On ne cherche pas ici à proposer « le meilleur cœur », l'objectif est de montrer l'intérêt de la méthode pour proposer des alternatives au cœur de référence (qui a été montré optimal). Le choix final d'une configuration à étudier finement dépend de l'importance relative donnée à chaque performance. Ce travail est celui des ingénieurs projet et est hors du cadre de nos développements.

V.2.2.1 Configuration dite « durable »

La première configuration a été sélectionnée pour favoriser les performances associées à la durabilité du cœur. Ont été priorisés : un faible inventaire plutonium, un bon gain de régénération (l'association d'un faible inventaire Pu et d'un gain de régénération élevé permet d'envisager un déploiement rapide de ce type de cœur) et une production d'actinides mineurs faible.

Les caractéristiques de cette configuration sont détaillées dans la Table V-2. Les paramètres de conception de cette configuration sont assez proches de ceux de la référence CFV-v1. Les assemblages sont constitués de 9 couronnes d'aiguilles, dont le diamètre est légèrement plus important, de même que celui du fil espaceur. La colonne combustible est également différente : les zones fissiles inférieures et supérieures sont de même taille ($H_{FISINF} = H_{FISSUP} = 30\text{cm}$) et la dimension de la plaque fertile interne est divisée par deux ($H_{PFI} = 10\text{cm}$). Enfin le temps d'irradiation a été fortement réduit, passant de 360JEP à 310JEP.


Table V-2 - Configuration dite « durable »

L'impact de ces changements sur les performances est intéressant puisque seule la puissance linéique maximale est dégradée, elle passe de 480W/cm à 570W/cm. Les trois performances à améliorer le sont significativement :

- L'inventaire plutonium est réduit de 500kg (-10%).
- La production d'actinide mineurs passe de 0.048kg/JEPP à 0.033kg/JEPP (-30%) .
- Le gain de régénération devient positif à 0.01 (au lieu de -0.02 pour le CFV-v1).

La contre-réaction sodium est également légèrement améliorée, tout comme la perte de réactivité (le gain de 100pcm est cependant inférieur à notre incertitude de 300pcm et est donc peu significatif). Les autres performances sont similaires à celles de la référence.

V.2.2.2 Configuration dite « comportement naturel »

Pour cette deuxième configuration on a sélectionné, celle présentant la plus basse température de sodium atteinte en transitoire dimensionnant ULOF/PP, tout en ne dégradant que l'inventaire plutonium. L'analyse des corrélations a montré que cette performance est antagoniste avec la plupart des autres performances. La dégradation de l'inventaire devrait donc globalement améliorer toutes les autres performances.

La configuration obtenue est détaillée dans la Table V-3. Les assemblages sont constitués de 10 couronnes d'aiguilles (au lieu de 9), les rayons internes et externes des pastilles combustibles sont augmentés. La colonne combustible est également modifiée, la plaque fertile est plus épaisse ($H_{PFI} = 25cm$), et la zone fissile inférieure est réduite à ($H_{FISINF} = 15cm$). Le temps d'irradiation est à sa borne minimale de 300JEPP.

La hauteur combustible du cœur interne de cette configuration est de 105cm (référence 110cm), et le diamètre cœur est de 6.24m (référence 5.69m). Dans nos travaux, nous n'avons pas réalisé d'études sur l'impact de la taille du cœur sur son coût.

L'inventaire plutonium est alors largement augmenté (plus de 1.1 tonne de plutonium supplémentaire est nécessaire à la divergence). La production d'actinides mineurs est sensiblement identique à celle de la référence. Toutes les autres performances sont quant à elles globalement améliorées :

- Les températures maximales atteintes en ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS sont réduites respectivement à 750°C, 800°C et 650°C ;
- Le gain de régénération et la contre-réaction sodium sont très proche de zéro ;
- La puissance linéique maximale est réduite à 425W/cm ;
- La dose maximale est réduite à 88DPA ;
- La perte de réactivité en cycle est diminuée de 400pcm pour atteindre 1100pcm.

V.2.2.3 Configuration dite « équilibrée »

Pour cette dernière configuration, on cherche à obtenir un compromis à cheval entre les deux précédentes. Pour cela on sélectionne une configuration dont les notes des performances se situent toutes autour de la moyenne (5). Pour atteindre l'équilibre, on dégrade l'inventaire plutonium. La configuration obtenue est montrée en Table V-4.

Les assemblages de cette configuration sont composés de 10 couronnes d'aiguilles de rayons externe et interne augmentés par rapport à la référence ($R_{ext} = 0.45cm$ $R_{int} = 0.14cm$). La plaque fertile est réduite à sa borne minimale ($H_{PFI} = 5cm$) et les hauteurs des zones fissiles sont légèrement modifiées ($H_{FISINF} = 27.5cm$ et $H_{FISSUP} = 32.5cm$). Le temps d'irradiation est réduit à 320JEPP.

Les performances obtenues sont les suivantes :

- L'inventaire plutonium passe de 4900 à 5475kg (soit une augmentation de 555kg).
- La production d'actinides mineurs est réduite de 25% (0.036kg/JEPP au lieu de 0.048kg/JEPP).
- La perte de réactivité est réduite de 450pcm pour atteindre 1050pcm par cycle.
- La puissance linéique maximale est identique à celle de la référence.
- La dose maximale est réduite de 19dpa.
- La contre-réaction sodium est diminuée jusqu'à être négative (-0.038pcm/°C).
- Le gain de régénération devient positif à 0.01.
- Les températures maximales atteintes en ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS sont diminuées respectivement de 45°C, 55°C et 15°C.

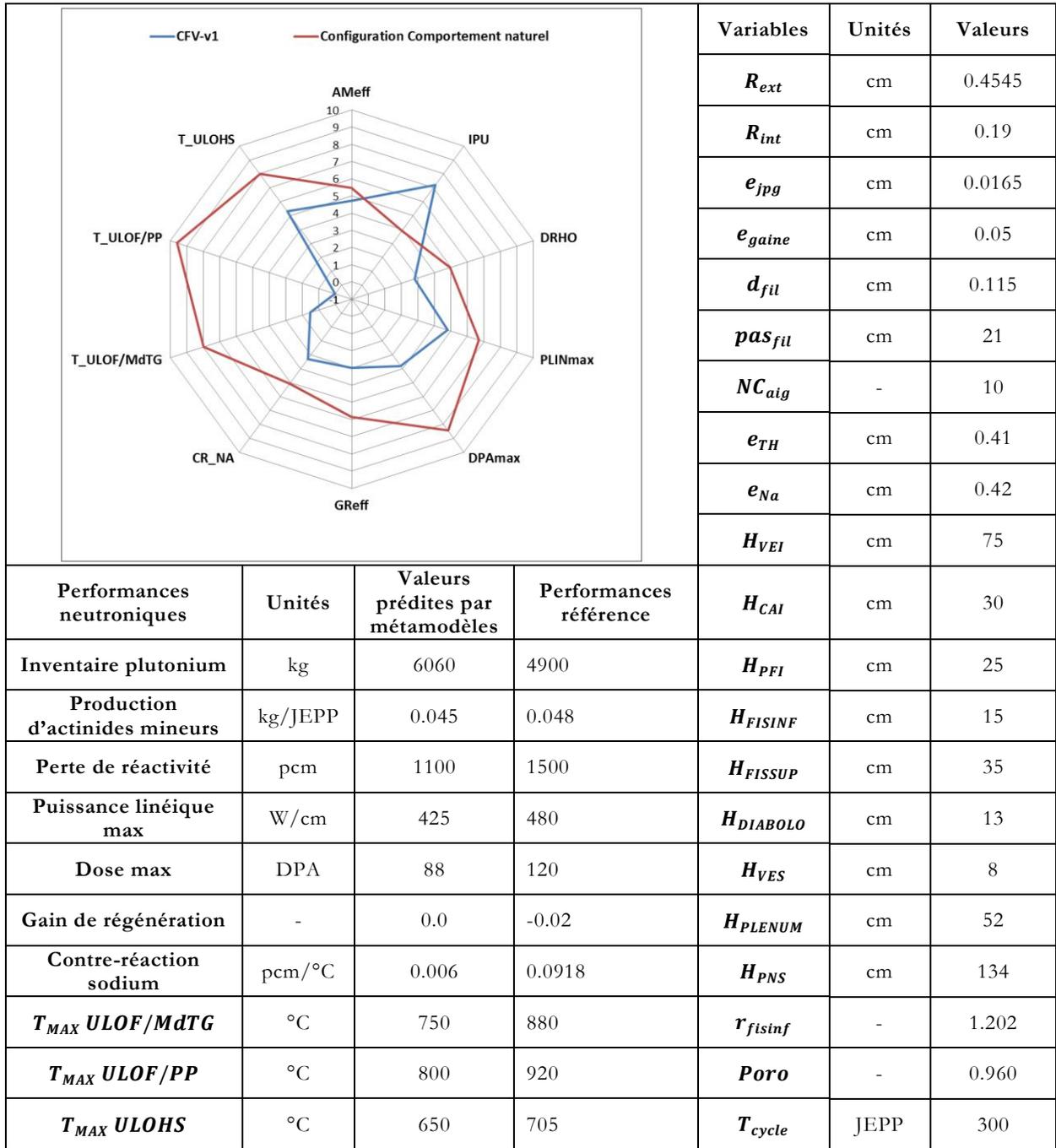


Table V-3 - Configuration dite « comportement naturel »

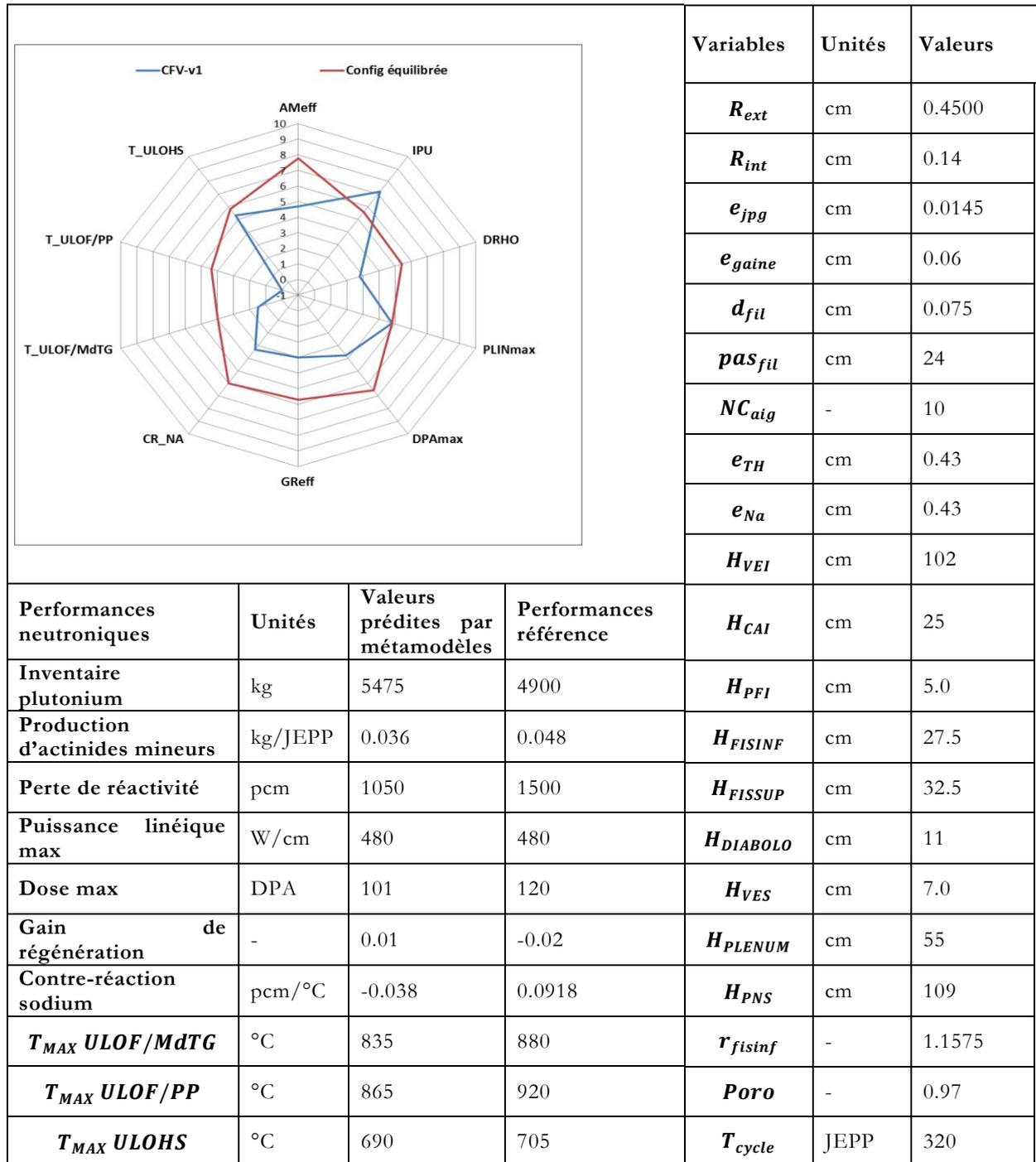


Table V-4 - Configuration dite « équilibrée »

Ce domaine d'étude réduit ne permet pas d'identifier de configurations ayant toutes leurs performances améliorées de manière significative par rapport à celles de la référence. Cette amélioration générale des objectifs de performance ne peut donc se faire qu'en augmentant le nombre de degrés de liberté de l'espace d'étude. C'est l'objet du paragraphe suivant.

V.3 Application sur le domaine d'étude complet

Notre domaine d'étude initial est plus vaste que celui considéré lors de la conception du CFV-v1. 9 autres variables ont été incluses dans les bases de données utilisées pour la construction des métamodèles. Ainsi, on a relancé une instance de l'algorithme évolutionnaire d'optimisation multicritère en faisant varier cette fois l'ensemble des trente paramètres de conception définis précédemment. Dans cette optimisation, chaque zone combustible est caractérisée par son propre rayon interne de pastille et enrichissement. On permet en outre une dilution homogène des actinides mineurs dans les zones combustibles fissiles et fertiles.

Comme précédemment, l'exercice d'optimisation est réalisé de façon à obtenir 5000 configurations optimales. Le calcul du front de Pareto a nécessité la caractérisation de plus d'un million de configurations de cœur.

V.3.1 Analyse du front de Pareto

Comme présenté au paragraphe V.2, l'analyse des résultats se fera sur les variables d'optimisation et les performances obtenues. De la même manière, trois configurations optimales au sens de Pareto seront identifiées et détaillées.

V.3.1.1 Analyse des variables d'optimisation

Le front de Pareto obtenu est détaillé partiellement en Figure V-8. Tous les paramètres d'entrée, hormis le rayon externe des pastilles et le nombre de couronnes d'aiguilles, varient sur l'ensemble de leur plage de variations ; hormis pour le nombre de couronnes d'aiguilles des configurations optimales qui est compris entre 8 et 12, et le rayon externe des pastilles qui varie entre 0.33cm et 0.50cm.

De même que précédemment, un très petit nombre de configurations optimales présentent des durées d'irradiation supérieures à 360JEPP ou des plénoms sodium de hauteur inférieure à 40 cm. La Figure V-7 montre la distribution de certains des nouveaux paramètres de conceptions considérés dans le front de Pareto. On constate que :

- Les rayons internes de pastilles, les deux taux de dilution d'actinides mineurs ainsi que les rapports d'enrichissement des zones fertiles sont bien répartis sur leur domaine de variation, les distributions s'approchent de gaussiennes centrées. Elles ne présentent pas de tendance nette à diminuer/augmenter ces paramètres.
- Les distributions des rapports d'enrichissements $r_{fissinf}$ et r_{fissup} sont légèrement dissymétriques, le front de Pareto montre que la tendance d'optimisation est à l'augmentation de l'enrichissement dans la partie supérieure de la colonne combustible.

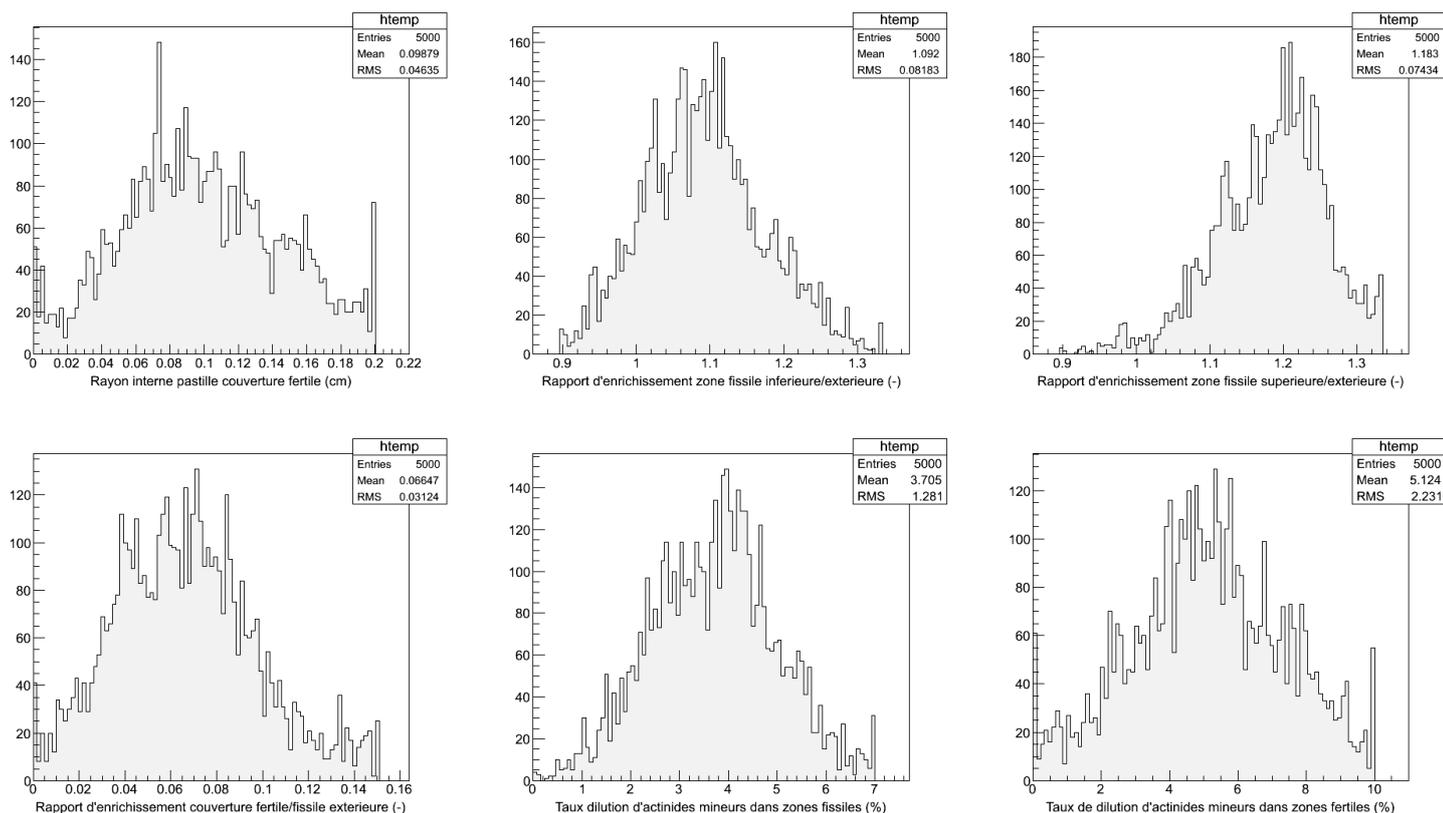


Figure V-7 - Distributions de certains paramètres supplémentaires de conception dans le front de Pareto

V.3.1.2 Analyse des performances

Les bornes du front de Pareto sont peu impactées par l'addition des 9 paramètres de conception supplémentaires. Seule la production d'actinides mineurs durant le cycle est fortement modifiée : les bornes inférieures et supérieures des variations de cette performance sont abaissées (au point d'être essentiellement négatives). Les notes du CFV-v1 changent alors relativement peu, excepté celle de la production d'actinides mineurs qui passe à 0. La borne supérieure de la température maximale du sodium en ULOHS est diminuée à 750°C.

Les corrélations entre les performances sont également modifiées. Les effets les plus importants concernent alors la production d'actinides mineurs. Cette performance est, dans cet exercice, moins corrélée que précédemment avec l'inventaire plutonium : le coefficient passe de 0.63 à 0.33. Les deux performances ne sont en fait plus seulement liées par des effets de tailles du cœur : les taux de dilutions d'actinides mineurs dans le combustible permettent en effet d'améliorer fortement cette performance sans affecter de façon significative l'inventaire plutonium.

Un effet de corrélation positif apparaît entre la production d'actinides mineurs (AMeff) et les températures maximales atteintes en transitoires non protégés. De manière assez surprenante, et non intuitive, l'amélioration de l'une des deux performances améliorerait également l'autre. Dans l'optimisation précédente, les trois coefficients de corrélation étaient négatifs. Dans le cas présent, deux sont positifs (AMeff avec ULOF/MdTG et ULOHS) le dernier est proche de zéro (AMeff avec l'ULOF/PP). L'introduction de paramètres de conception supplémentaires permet donc d'envisager une conception de cœur brûlant les actinides mineurs de manière

accrue, tout en présentant un comportement naturel amélioré lors des transitoires non protégés.

Performances	Abréviation	Unité	Borne variation sur Pareto	Valeur référence CFV-v1	Note CFV-v1	Dégradation de la note CFV-v1 par rapport à l'étude précédente
Inventaire plutonium	IPU	kg	[3750 ; 6875]	4900	6.2	-1
Production effective d'actinides mineurs	AMeff	kg/JEPP	[-0.326 ; 0.0448]	0.048	0	-4.7
Gain de régénération	GR	-	[-0.05 ; 0.05]	-0.02	3.0	0
Puissance linéique maximale	PLINmax	W/cm	[325 ; 625]	480	4.8	0
Dose maximale	DPAmax	DPA	[80 ; 150]	120	4.3	0
Perte de réactivité	DRHO	pcm	[300 ; 2000]	1500	2.9	0
Contre-réaction sodium	CRNA	pcm/°C	[-0.26 ; 0.25]	0.0918	3.1	-0.2
Température maximale ULOF/MdTG	$T_{ULO\text{F}/M\text{dTG}}$	°C	[700 ; 915]	880	1.6	0
Température maximale ULOF/PP	$T_{ULO\text{F}/PP}$	°C	[785 ; 915]	920	0	0
Température maximale ULOHS	$T_{ULO\text{HS}}$	°C	[600 ; 750]	705	3.0	-2.3

Table V-5 – Variations des performances sur le front de Pareto calculé sur le domaine d'étude complet

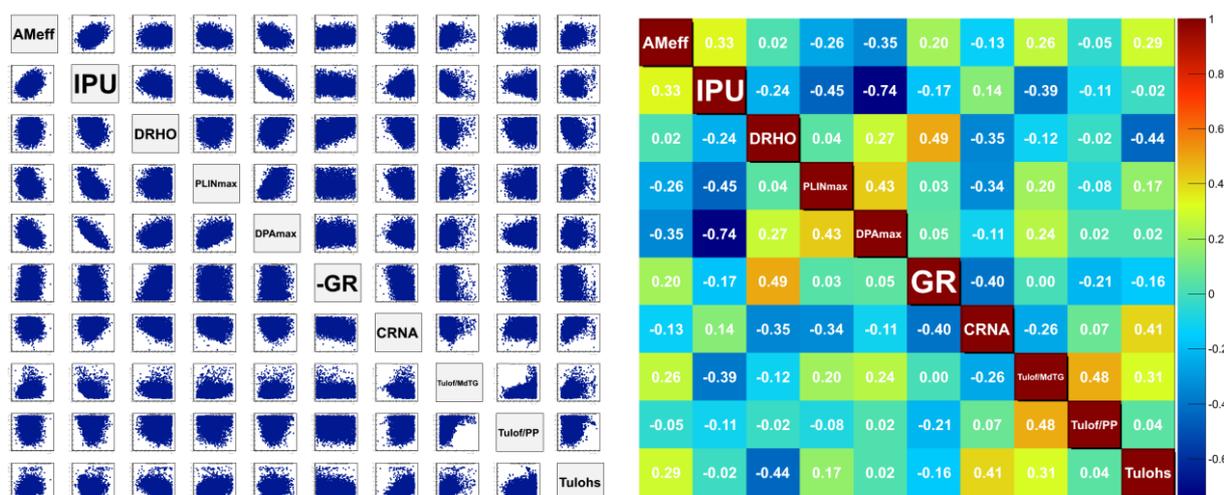


Figure V-8 – Projection 2D du front de Pareto (g) et coefficients de Spearman associés (d) sur le domaine d'étude complet

Les nouvelles configurations obtenues sont également comparées avec le cœur CFV-v1 de référence. Cette fois-ci, parmi les 5000 configurations optimales trouvées sur le front de Pareto, une cinquantaine d'entre elles permettent d'améliorer simultanément les 10 performances du cœur. L'introduction de degrés de liberté supplémentaires fait que la configuration CFV-v1 n'est plus optimale au sens de Pareto.

Ces cinquante configurations de cœur sont montrées par des lignes rouges en Figure V-9. Dans ce graphique de type « coordonnées parallèles » chaque axe vertical correspond à une performance et chaque ligne correspond au profil de performance d'une configuration.

Si on considère uniquement ces 50 configurations, de grandes améliorations sont possibles pour de nombreuses performances :

- Production d'actinides mineurs.
- Gain de régénération.
- Perte de réactivité.
- Puissance et dose maximales.
- Températures maximales atteintes en ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS.

A l'inverse, les gains possibles sont assez limités concernant l'inventaire plutonium et la contre-réaction sodium.

Enfin, on souligne que dans cette application, la température maximale atteinte par le sodium en transitoire ULOF/PP est supérieure pour toutes les configurations à celle atteinte en ULOF/MdTG et ULOHS. Cet accident *reste dimensionnant* dans ce nouvel espace d'étude.

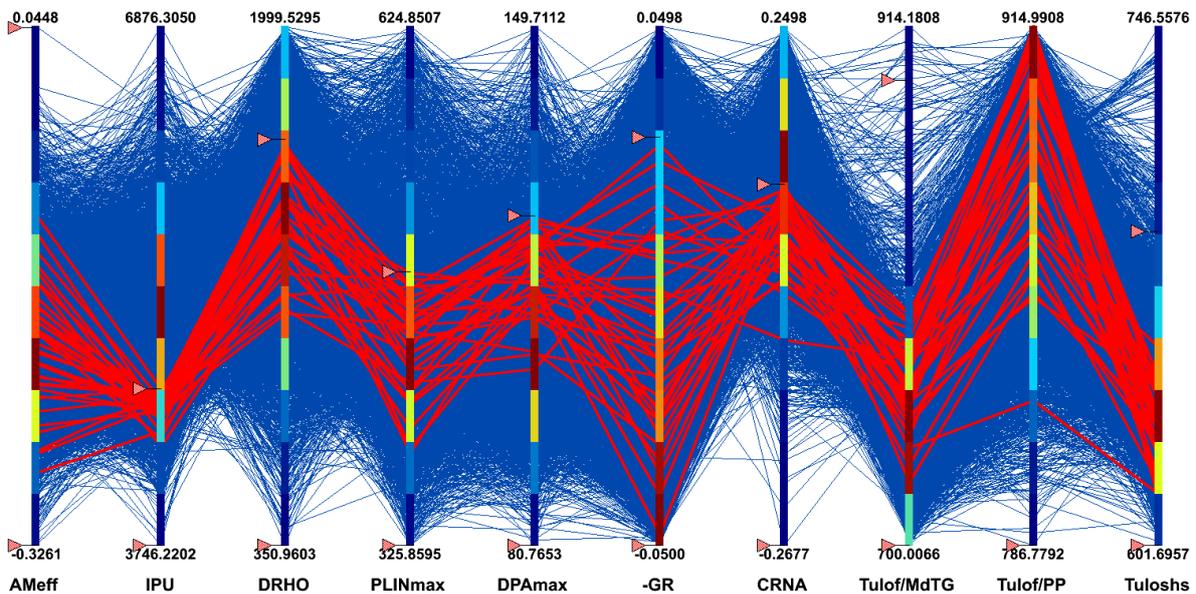


Figure V-9 – Configurations aux performances améliorées par rapport au CFV-v1

V.3.2 Extraction de configurations optimisées

Pour ce nouvel exercice de sélection de cœurs, le choix a été fait de ne sélectionner que certaines configurations de cœurs parmi les 50 configurations améliorant *simultanément* toutes les performances par rapport au CFV-v1.

Il est cependant possible d'effectuer la même démarche que pour l'étude précédente, et de sélectionner des configurations dégradant certaines performances pour en améliorer d'autres de manière plus accentuée. Afin de ne pas alourdir le document, cet exercice ne sera pas présenté ici.

V.3.2.1 Configuration dite « durable »

				Variables	Unités	Valeurs
				R_{ext}	cm	0.403
				$R_{int\ fercou}$	cm	0.05
				$R_{int\ ferpla}$	cm	0.18
				$R_{int\ fisinf}$	cm	0.12
				$R_{int\ fissup}$	cm	0.14
				$R_{int\ fisext}$	cm	0.09
				e_{jpg}	cm	0.0185
				e_{gain}	cm	0.045
				d_{fil}	cm	0.10
				pas_{fil}	cm	19
				NC_{aig}	-	10
				e_{TH}	cm	0.39
				e_{Na}	cm	0.47
				H_{VEI}	cm	87
				H_{CAI}	cm	22.5
				H_{PEI}	cm	15
				H_{FISINF}	cm	22.5
H_{FISSUP}	cm	22.5				
$H_{DIABOLO}$	cm	10				
Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence	H_{VES}	cm	7.5
Inventaire plutonium	kg	4670	4900	H_{PLENUM}	cm	58
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.210	0.048	H_{PNS}	cm	150
Perte de réactivité	pcm	1350	1500	r_{fisinf}	-	1.018
Puissance linéique max	W/cm	450	480	r_{fissup}	-	1.241
Dose max	DPA	106	120	r_{fercou}	-	0.108
Gain de régénération	-	0.03	-0.02	r_{ferpla}	-	0.108
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.039	0.0918	$\tau_{fissiles}^{AMO_2}$	%	5.2
$T_{MAX\ ULOF/MdTG}$	°C	760	880	$\tau_{fertiles}^{AMO_2}$	%	3.49
$T_{MAX\ ULOF/PP}$	°C	900	920	$Poro$	-	0.950
$T_{MAX\ ULOHS}$	°C	620	705	T_{cycle}	JEPP	300

Table V-6 - Domaine d'étude complet : Configuration dite « durable »

Comme précédemment, on sélectionne, dans le nouveau front de Pareto étendu, une configuration de cœur améliorant fortement la production d'actinides mineurs et le gain de régénération. La configuration proposée est montrée Table V-6.

Les gains sur les performances sont alors particulièrement marqués sur :

- La production d'actinides mineurs, qui devient négative : ce cœur présente donc des caractéristiques d' « incinérateur ».
- Le gain de régénération, qui devient positif (à 0.03).
- Les températures maximales atteintes en transitoire ULOF/MdTG et ULOHS, qui sont diminuées respectivement de 120°C et 85°C.

Sur les autres performances, les gains sont moins nets. On peut cependant noter une bonne diminution de la contre-réaction sodium (à 0.039pcm/°C).

On constate également que la température maximale en ULOF/PP est très peu améliorée, avec une valeur réduite de 20°C. Cet écart est d'une part inférieur à l'incertitude des métamodèle et d'autre part, à de telles températures, on ne peut s'assurer de la non ébullition qu'avec un calcul de validation déterministe.

V.3.2.2 Configuration dite « comportement naturel »

La configuration sélectionnée pour favoriser le bon comportement naturel du cœur en transitoire non protégée est montrée dans la Table V-7.

Pour cette configuration, 4 performances restent similaires à celles de la référence : l'inventaire plutonium, la perte de réactivité, la dose maximale et la contre-réaction sodium.

A l'inverse, la puissance linéique maximale est diminuée de 100W/cm, et les températures maximales atteintes en ULOF/MdTG, ULOF/PP et ULOHS sont diminuées respectivement de 140°C, 95°C et 90°C. Considérant les incertitudes de nos métamodèles (70-80°C) ces améliorations sont significatives ; la crise d'ébullition lors de ces transitoires pour cette configuration devrait donc être exclue.

V.3.2.3 Configuration dite « équilibrée »

Enfin la configuration équilibrée proposée ici est un compromis entre les deux précédentes (cf. Table V-8).

L'inventaire plutonium, la perte de réactivité et la contre-réaction sodium ne sont améliorés que légèrement, comme pour la configuration durable.

La puissance linéique maximale, la dose maximale et le gain de régénération sont augmentés notablement. Les gains les plus significatifs concernent la production d'actinides mineurs (qui est au même niveau que pour la configuration durable) et les températures maximales atteintes en transitoire. Le gain pour l'ULOF/MdTG est de 155°C, celui pour l'ULOF/PP de 65°C et celui pour l'ULOHS de 75°C.

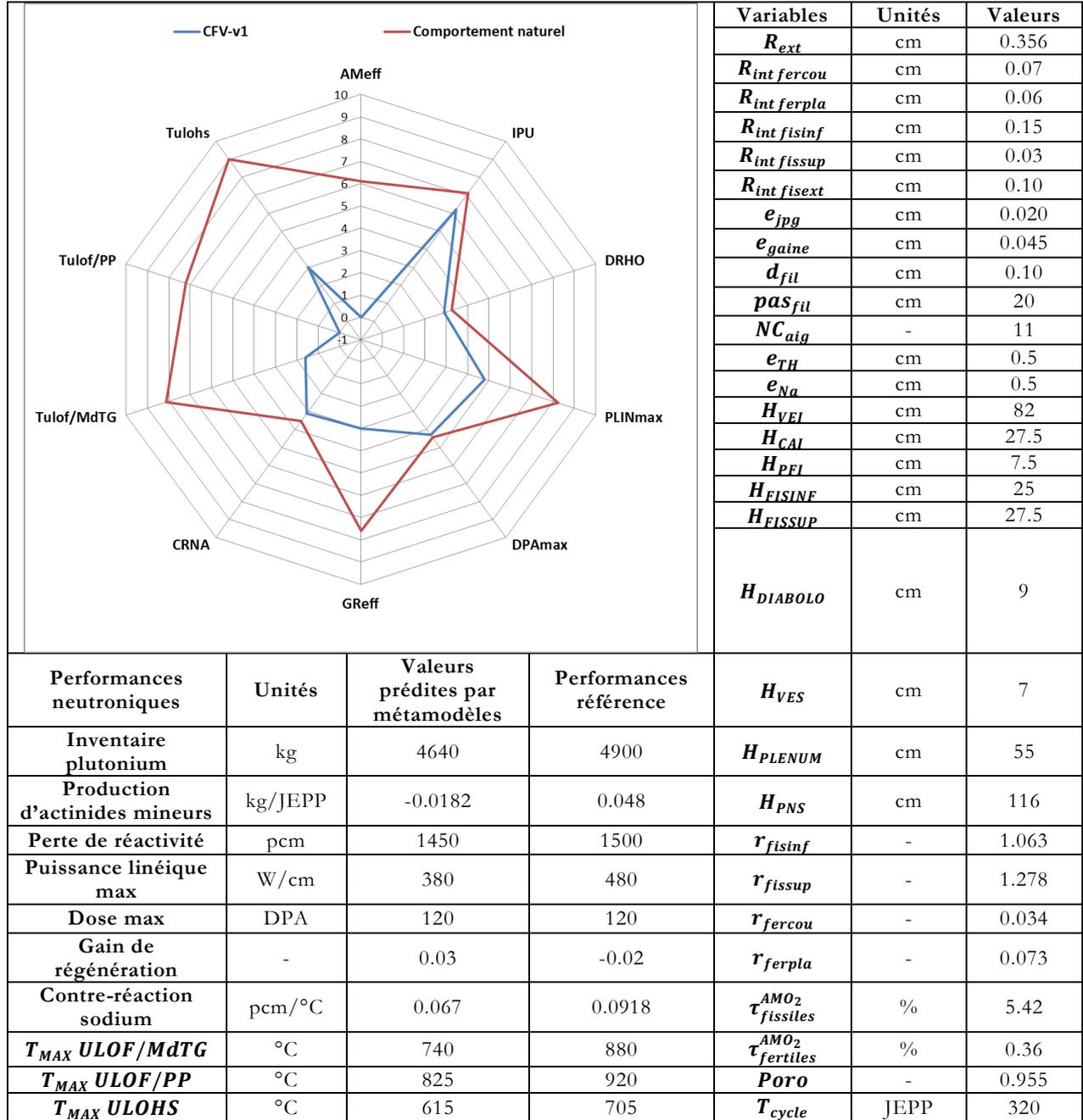


Table V-7 –Domaine d'étude complet : configuration dite « Comportement naturel »

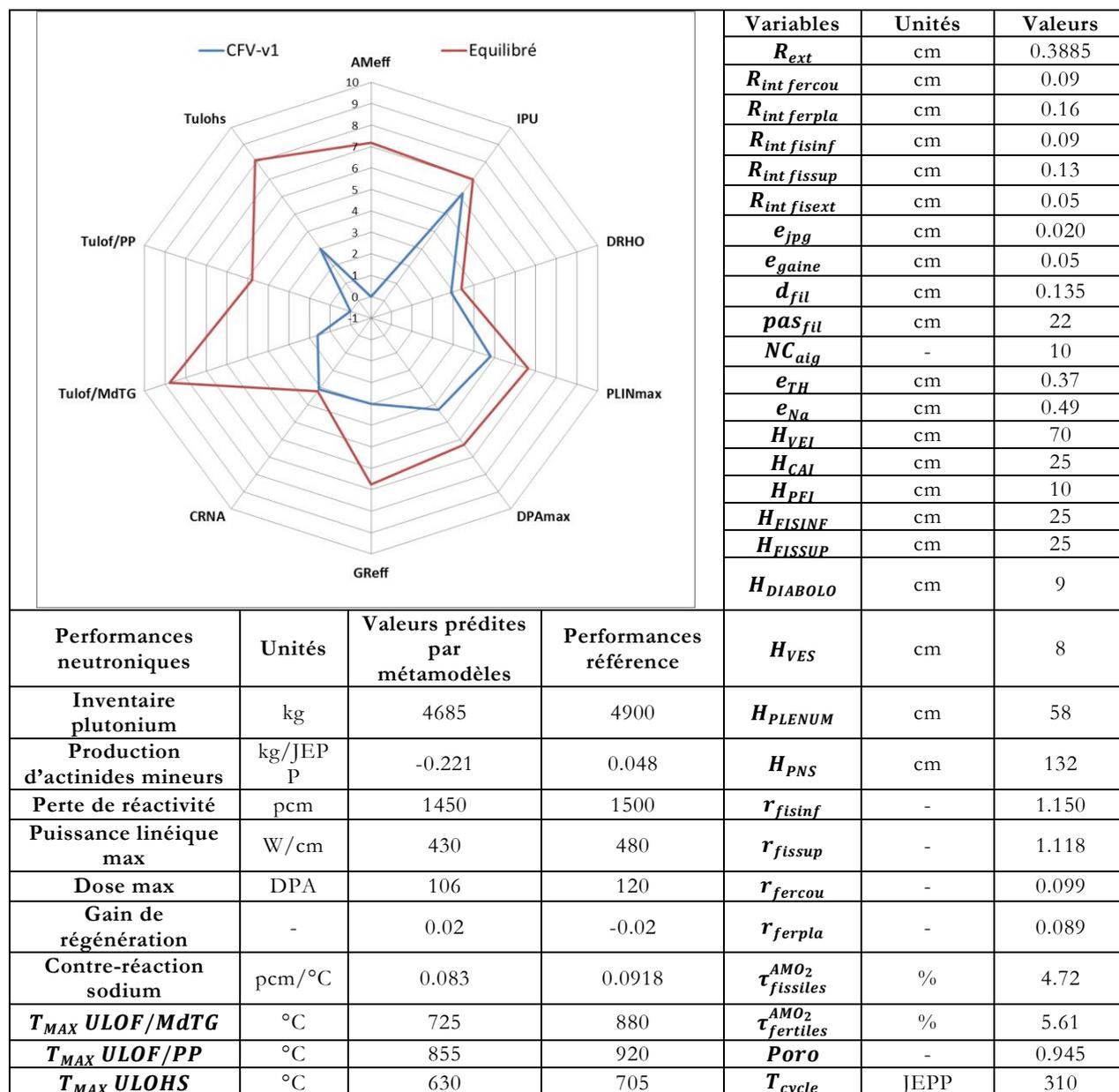


Table V-8 - Domaine d'étude complet : Configuration dite « équilibrée »

V.3.3 Validation de configurations optimales

La dernière étape de notre méthodologie consiste à valider les résultats de l'optimisation. Plutôt que de valider uniquement les quelques configurations proposées dans ce chapitre, on décide de valider globalement le front de Pareto. On sélectionne alors 200 configurations parmi les 5000 optimales de façon à ce que les corrélations entre performances soit proches entre le front de Pareto complet et le sous ensemble sélectionné. L'objectif est d'obtenir une sous population statistiquement représentative. Pour chacune de ces configurations, à l'instar du chapitre IV, une chaîne de calcul complète est relancée, les performances issues de ces calculs sont alors comparées aux résultats prédits par les métamodèles. Ces résultats de validation sont montrés en Table V-9.

On discute dans la suite de la validité des différents métamodèles, tout en gardant en tête que les écarts maximaux trouvés en zone optimales sont des indicateurs pour comparer les

performances entre deux configurations. En effet, si la variation d'une performance est inférieure à l'écart maximal trouvé sur la zone optimale, il est impossible de juger (sans validation) de la pertinence de l'amélioration/dégradation prédite.

Concernant les métamodèles de neutronique, les écarts maximaux trouvés sur les configurations optimales sont inférieurs à ceux prédits par la méthode de validation des métamodèles. La méthode de validation apparaît alors comme appropriée puisque capable de prédire correctement la borne supérieure de l'erreur commise.

L'écart maximal produit par ces métamodèles en zone optimale est inférieur à l'incertitude du schéma de calcul Best-Estimate, ces métamodèles sont donc validés dans la zone optimale.

Concernant les métamodèles représentant les températures maximales en transitoires non protégés, les résultats sont moins bons pour l'un d'entre eux. Pour la température en ULOF/PP et ULOHS les métamodèles sont validés car l'erreur commise dans la zone optimale est inférieure à la fois à l'écart maximal prédit par la méthode de validation et à l'incertitude du schéma référence.

Pour le métamodèle de la température maximale en ULOF/MdTG l'erreur maximale calculée dans la zone optimale excède à la fois l'incertitude du schéma de calcul référence et la prédiction de l'erreur maximale. Compte tenu du bon pouvoir de prédiction du métamodèle (94%) pour cette température, on estime que le métamodèle reste capable de représenter correctement les tendances (amélioration, dégradation).

Cela confirme cependant le besoin de valider les configurations obtenues par la méthode, d'abord à l'aide de la chaîne de calcul simplifiée puis, au besoin, à l'aide d'une chaîne de calcul référence pour caractériser finement la configuration retenue.

Performance	Unité	Ecart maximal après validation dans zone optimale	Incertainude des calculs référence	Ecart maximal trouvé sur les métamodèles (MAX) sur tout le domaine d'étude
Inventaire plutonium	kg	70	n/a	75
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.005	0.007	0.005
Perte de réactivité	Pcm	150	>300	400
Puissance linéique max	W/cm	20	>30	37
Dose max	DPA	5	15	6
Gain de régénération	-	0.01	0.05	0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.01	0.02	
T_{MAX} ULOF/MdTG	°C	90	>70	70
T_{MAX} ULOF/PP	°C	50	>70	80
T_{MAX} ULOHS	°C	60	>70	80

Table V-9 – Validation des résultats sur un front de Pareto réduit

V.4 Conclusions

La méthode développée dans nos travaux permet, sur la base des métamodèles construits, d'optimiser la préconception de cœurs de RNR-Na, elle est appliquée dans nos travaux aux cœurs de type CFV. Dans la limite du domaine d'étude et des hypothèses considérées, l'application d'un algorithme d'optimisation multicritère permet de trouver l'ensemble des configurations présentant des compromis idéaux entre les performances.

Le front de Pareto ainsi obtenu est source de nombreuses informations pour l'aide à la préconception. Il fournit d'abord les bornes de variation de chacune des performances, et permet donc de juger d'un design de cœur par rapport à un autre, tout en soulignant les gains possibles pour chacune de ses performances. Une analyse des corrélations entre ces dernières permet également d'indiquer aux concepteurs quelles sont les conséquences de l'amélioration d'une des performances : dégradation d'une ou plusieurs autres notamment.

Au cours de ces travaux de thèse, nous avons focalisé nos résultats sur deux types d'optimisations différentes. Une première ne prenant en compte que les degrés de liberté de la configuration référence CFV-v1 considérés par les concepteurs ; et une seconde incluant l'ensemble plus étendu des 30 paramètres de conception définis dans le chapitre précédent.

La première optimisation n'a alors considéré que 21 paramètres parmi les 30 initiaux. La comparaison de la configuration de référence avec le front de Pareto a montré que la *référence CFV-v1 était optimale*, avec des performances globalement équilibrées. Son inventaire plutonium est cependant très bas et la température atteinte en transitoire ULOF/PP est quant à elle très haute. Il n'a pas été trouvé de configuration de cœur améliorant toutes les performances de la référence.

L'analyse de la population optimale a également montré que la température maximale atteinte par le sodium en ULOF/PP est, dans la quasi-totalité des configurations optimales, supérieure à celle atteinte dans les transitoires ULOF/MdTG et ULOHS.

De plus, les corrélations positives en zone optimales ont montré que l'amélioration du comportement naturel dans un de ces scénarios pouvait s'accompagner de l'amélioration du comportement des deux autres scénarios.

Ces constats permettent d'affirmer que si un seul scénario doit être considéré dans le processus de conception, cela doit être l'ULOF/PP. Concernant l'apparition de l'ébullition lors d'un transitoire non protégé, *l'ULOF/PP est donc le scénario dimensionnant*.

La sélection d'individus dans le front de Pareto a cependant permis de trouver des configurations favorisant d'autres performances. Ainsi, trois configurations ont été dégagées, favorisant l'utilisation du combustible, présentant une réponse en transitoire non protégé améliorée, et proposant un compromis entre les deux précédentes.

La seconde optimisation a été réalisée sur l'ensemble du domaine d'étude, incluant de nouveaux paramètres de conception (augmentation de l'hétérogénéité du cœur, dilution d'actinides mineurs). Les résultats obtenus soulignent la pertinence de ces paramètres, puisque l'introduction de ces degrés de liberté supplémentaires permet de trouver des configurations dont toutes les performances sont meilleures que celles de la référence. De la même façon que précédemment trois configurations aux profils différents ont été dégagées parmi ces configurations améliorées. L'impact de ces paramètres, notamment sur la faisabilité du cœur et

sur le coût du cycle du combustible n'a pas été réalisé ici. Il s'agit néanmoins d'une étape essentielle pour juger de la viabilité de telles options.

Finalement, une validation globale des configurations optimales a été réalisée. Cette validation a permis :

- De quantifier les écarts minimaux à considérer sur les performances pour discriminer deux configurations sur le front de Pareto.
- De démontrer la qualité des métamodèles construits et de la méthode de validation implémentée dans notre méthodologie. Dans la zone optimale, 9 métamodèles sur les 10 utilisés produisent des écarts inférieurs à l'incertitude du schéma référence et au critère *MAX* calculé sur la base de validation. Seul le métamodèle de la température maximale atteinte en ULOF/MdTG est mis en défaut. Cependant, considérant son bon pouvoir de prédiction (94%) on le juge capable d'estimer correctement les tendances de cette performance.

Il faut enfin rappeler que l'outil développé permet de dégager rapidement de nombreux profils de configurations de cœurs potentiellement intéressantes mais n'a pas vocation à remplacer le processus de conception classique. Des études détaillées suivant cette approche classique seront toujours nécessaires pour juger précisément de la qualité d'une configuration.

VI. Conclusions, perspectives

VI.1 Conclusions générales

Dans le processus de design d'un réacteur nucléaire, la conception du cœur est particulièrement cruciale. Elle va influencer directement la sûreté, la durabilité et le coût de toute l'installation. Concernant la sûreté, si le comportement naturel du cœur n'est pas suffisant pour une démonstration robuste, alors des dispositions complémentaires de sûreté seront ajoutées.

La conception du cœur est un exercice complexe et fortement multidisciplinaire (neutronique, thermo-hydraulique, thermomécanique du combustible, physique du cycle, etc.). La conception, puis, l'optimisation de ses caractéristiques (ou performances) est un problème multi-objectif à grand nombre de dimensions (plusieurs dizaines de paramètres de conception d'un cœur).

Pour un concept de cœur donné, l'approche de conception classique est basée sur un très grand nombre d'itérations entre les différentes équipes des différentes disciplines, et la durée de conception d'un cœur est d'environ un an limitant de fait les possibilités d'exploration du concept. De très nombreux paramètres de conception sont alors fixés de manière conservative. Cette approche de conception classique, basée sur l'utilisation de codes et modèles sophistiqués, ne permet pas de savoir si le cœur est optimal ou non du point de vue de ses performances. La méthodologie et l'outil développé lors de ces travaux de thèse constituent une proposition originale pour gérer cette problématique et proposer un outil d'aide à la préconception de cœurs de réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium.

Notre méthode est basée sur l'implémentation de modèles de régression capables de reproduire les résultats d'un code de calcul en des temps très courts, avec une précision élevée. Des méthodologies pour la planification d'expériences, la construction de métamodèles et leur validation ont été implémentées de façon à obtenir des modèles de substitution (de type réseaux de neurones) très prédictifs.

Leur mise en place a également nécessité le développement de deux schémas de calculs dédiés (neutronique et thermo-hydraulique) qui ont été validés sur les benchmarks disponibles. L'exploration d'un vaste domaine d'étude, nécessitant de générer plusieurs milliers de configurations de cœurs différentes, requiert des temps de calcul très réduits pour la caractérisation d'un cœur, là où les codes de calculs de référence actuels demandent plusieurs jours de calculs.

Ces métamodèles ont alors servi de base à la méthodologie d'aide à la préconception de nouveaux designs innovants. Ils permettent :

- L'accès rapide aux effets d'un changement de géométrie sur les performances neutroniques du cœur.
- Le chaînage complet entre la neutronique et la thermo-hydraulique de façon à estimer rapidement et avec précision la réponse du cœur lors de transitoires de perte de débit non protégés.
- La réalisation d'analyses globales de sensibilité, permettant d'identifier les variables influentes sur les performances du cœur et sur le comportement du cœur lors des trois transitoires accidentels étudiés. Ces analyses de sensibilité conduisent à proposer des configurations alternatives à la référence en modifiant certains paramètres influents.
- L'optimisation multicritère du concept étudié. L'utilisation d'algorithmes d'optimisations a permis d'identifier un ensemble de configurations proposant des

compromis entre les performances du cœur (performances construites sur des considérations de coût, de sûreté et de durabilité) et sa réponse lors de scénarios accidentels.

Les résultats d'optimisations multicritères (les fronts de Pareto) ont été utilisés pour proposer des configurations de cœur favorisant soit la durabilité (quantité de déchets et combustible produit), soit son comportement naturel en transitoires (températures maximales atteintes par le sodium lors de différents scénarios de perte de débit). En plus de proposer un grand nombre de configurations optimales, les fronts de Pareto produits ont servi à :

- Identifier les performances antagonistes, notamment on a montré que la contre-réaction sodium était un mauvais estimateur du comportement en transitoire pour les cœurs de type CFV.
- Vérifier que la configuration de référence CFV-v1 est optimale dans son espace de contraintes.
- Démontrer que le scénario accidentel de déclenchement des pompes primaires sans chute des barres est le scénario le plus pénalisant (donc dimensionnant).
- Quantifier l'intérêt de nouveaux paramètres de conception non considérés jusqu'à présent lors du design de la configuration référence. L'exercice d'optimisation a montré que l'introduction de nouveaux degrés de liberté dans la conception d'un cœur CFV permettait de trouver de meilleures configurations que la référence. De même, il a été prouvé qu'il est alors possible de concevoir des cœurs bruleurs d'actinides mineurs et dont le comportement en transitoire est amélioré.

La validation des résultats après optimisation a montré la qualité des résultats, les écarts produits par la méthode étant dans l'essentiel des cas inférieurs aux incertitudes des calculs de référence. Nous avons donc développé une méthodologie originale capable d'explorer et optimiser des cœurs de réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium en intégrant le comportement neutronique et thermo-hydraulique en transitoire. Ainsi l'objectif initial de ces travaux est atteint.

Enfin, il convient de souligner que l'intérêt d'une telle méthode est de servir de support aux méthodes de préconception classiques et non de s'y substituer. Ainsi, l'objectif est de pouvoir proposer rapidement un large spectre de configurations différentes, tout en montrant le potentiel d'un concept vis-à-vis des objectifs du projet. On peut donc considérer que l'approche mise en place constitue un outil décisionnel – ou tout du moins un de ses maillons - pouvant orienter les études de R&D vers des concepts à forte valeur ajoutée. Cependant, toute configuration issue de cette méthode, devra être caractérisée finement par les experts des différentes disciplines et par des calculs Best-Estimate afin de trancher sur sa viabilité et son intérêt réel.

VI.2 Perspectives

Ces travaux de thèse ont constitué le premier développement d'un outil de préconception de cœur de réacteurs à neutrons rapides à caloporteur sodium basé sur l'utilisation de métamodèles se substituant aux disciplines physiques que sont la neutronique et la thermo-hydraulique. Ainsi, de nombreux axes d'améliorations potentiels ont été identifiés :

- Les physiques considérées peuvent être élargies afin de prendre en compte de manière plus exhaustive le caractère multi-physique de cet exercice. La première physique à inclure devrait être la thermomécanique du combustible. Elle permettrait de prendre en compte notamment : de vrais critères de contraintes mécaniques (type RAMSES) ainsi que l'influence de la préconception du cœur sur le coefficient d'échange pastille-gaine (influent sur la température du combustible et du sodium en situations nominales et accidentelles). Afin de rester dans la même démarche que dans nos travaux, un schéma de calcul avec le code de référence GERMINAL pour le combustible oxyde pourrait être développé. Un tel schéma de calcul nécessite des données issues de la neutronique (profils de puissance, de flux, et de dose) qui pourraient être générées par des métamodèles, de la même façon que cela a été réalisé avec le code de thermo-hydraulique système CATHARE. Les valeurs prédites pour le coefficient d'échange thermique pastille-gaine pourraient ensuite être transmises au code CATHARE comme illustré en Figure VI-1 suivante.

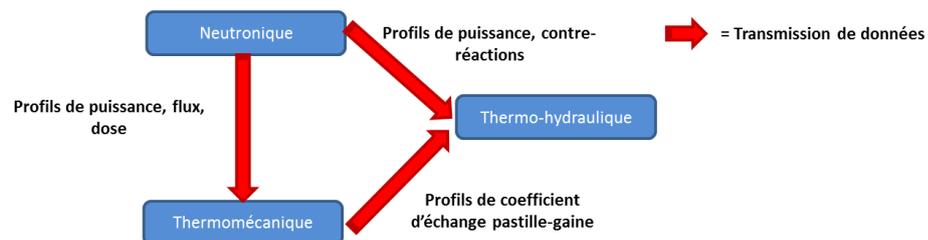


Figure VI-1 – Schéma de principe pour la prise en compte du comportement thermomécanique des aiguilles combustibles

- Afin de développer un outil complet, on peut envisager d'incorporer des considérations sur la physique du cycle : impact du temps de refroidissement du combustible sur la disponibilité du réacteur. La technico-économie et les scénarios accidents graves (avec des outils simplifiés tels que ceux développés dans le cadre de la plateforme CEA LEONAR/PROCOR [147]) pourraient aussi être pris en compte dans la démarche multi-physique et multicritère.
- Une part importante des futurs travaux devrait être consacrée à l'intégration des incertitudes dans la démarche. Leur prise en compte dans le processus d'optimisation a été le sujet de travaux menés en parallèle des nôtres au CEA (travaux de Karim AMMAR [46]). Par ailleurs, les métamodèles construits lors de nos travaux, incluant les paramètres de chaînage (cf. Chapitre IV) pourraient servir pour la propagation des incertitudes dues à ces paramètres de chaînage.
- Des métamodèles pourraient être implémentés pour représenter d'autres concepts de cœurs (par exemple, avec une répartition homogène du combustible) ou avec d'autres puissances thermiques. La comparaison des résultats d'optimisations permettrait ainsi de souligner l'intérêt d'un concept en fonction des objectifs du projet.

- Les capacités des schémas de calculs et modèles utilisés lors des travaux pourraient être étendues afin de représenter un spectre plus large de situations accidentelles et de performances du cœur. Des développements additionnels pourraient permettre de considérer comme critères/objectifs le bilan en réactivité de la vidange complète du cœur, le comportement en transitoire d'insertion de réactivité, lors d'une Remontée Intempestive de Barre non protégée, de transitoires protégés, etc. Considérer d'autres types d'accidents pourrait souligner des antagonismes, notamment concernant la remontée intempestive de barre pour laquelle la contre-réaction Doppler est favorable (contrairement aux scénarios de perte de débit étudiés dans nos travaux).
- Les études de sensibilité réalisées dans ces travaux pourraient servir de base à la réduction du domaine d'étude (pour passer de 30 à une dizaine de paramètres). Cette réduction permettrait d'envisager l'utilisation de schémas de calcul plus coûteux mais plus proches des Best-Estimate pour générer la base d'apprentissage. Les métamodèles utilisés pourraient également être plus complexes (processus gaussien typiquement), afin d'accroître encore plus leur qualité de reproductibilité. Cette réduction pourrait également permettre d'ajouter des paramètres de conception, concernant la chaudière en plus de ceux du cœur. En effet, l'approche de sûreté reste itérative entre la conception du cœur et la conception système.

VII. Bibliographie

- [1] IPCC, « Intergovernmental Panel on Climate Change: fifth assessment report,» 2013.
- [2] GIF, «Generation IV International Forum - Annual report Symposium Proceedings,» San Diego, USA, 2010.
- [3] N. Stauff, «Etude conceptuelle d'un coeur de quatrième génération, refroidi au sodium à combustible de type carbure,» Université Paris XI - Thèse, Orsay, 2011.
- [4] P. Sciora et al., «A break even oxide fuel core for an innovative French sodium-cooled fast reactor: neutronic studies results,» chez *paper 9528, Proceedings of GLOBAL, Paris-France (2009)*, 2009.
- [5] S. Dardour, «Cahier des charges pour le développement d'un chaînage multi-physiques dans PIC4SSO faisant appel aux codes PARIS, GERMINAL, MC2 et DOMAJEUR,» CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LE2S/NT DO03, 2012.
- [6] S. Dardour, «PIC4SSO - Avancement des travaux de développement de la plateforme,» CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LE2S/NT DO11, 2013.
- [7] Levine, «In-core fuel management of four reactor types,» *Handbook of nuclear reactor calculation*, vol. 2, 1987.
- [8] J. K. Axmann, «Parallel adaptive evolutionary algorithms for pressurized water reactor reload pattern optimizations,» *Nuclear Technology*, vol. 119 (3), pp. 276-291, 1997.
- [9] J. G. Stevens, K. S. Smith, K. R. Rempe et T. J. Downar, «Optimization of pressurized water reactor shuffling by simulated annealing with heuristics,» *Nuclear Science and Engineering*, vol. 121 (1), pp. 67-88, 1995.
- [10] I. M. S. d. Oliveira et R. Schirru, «Swarm intelligence of artificial bees applied to in-core fuel management optimization,» *Annals of nuclear energy*, vol. 38 (5), pp. 1039-1045, 2011.
- [11] A. M. M. d. Lima, R. Schirru, F. C. D. Silva et J. A. C. C. Medeiros, «A nuclear reactor core fuel reload optimization using ant colony corrective networks,» *Annals of nuclear energy*, vol. 35, pp. 1606-1612, 2008.
- [12] D. Lima, «Study of heuristics ant system for nuclear reload optimization,» *Proceedings of the nuclear atlantic conference INAC*.
- [13] R. Chambon, «Optimisation de la gestion du combustible dans les réacteurs CANDU refroidis à l'eau légère,» Ecole Polytechnique de Montréal - Thèse, Montréal, 2006.
- [14] A. Erdogan et M. Geckinli, «A PWR reload optimization code (Xcore) using artificial neural networks and genetic algorithms,» *Annals of nuclear energy*, vol. 30 (1), pp. 35-53, 2003.
- [15] A. Norouzi, A. H. M. Zolfaghari et F. Khoshaval, «An enhanced integer coded genetic algorithm to optimize PWRs,» *Progress in nuclear energy*, vol. 53 (5), pp. 449-456, 2011.
- [16] D. Babazadeh, M. Boroushaki et C. Lucas, «Optimization of fuel core loading pattern design in a VVER nuclear power reactors using particle swarm optimization,» *Annals of nuclear energy*, vol. 36 (7), pp. 923-930, 2009.
- [17] S. Mishra, R. S. Modak et S. Ganesan, «Optimization of Thorium loading in fresh core of Indian PHWR by evolutionary algorithm,» *Annals of nuclear energy*, vol. 36 (7), pp. 948-955, 2009.
- [18] S. Mishra, R. S. Modak et S. Ganesan, «Optimization of depleted uranium bundle in fresh core of Indian PHWR by evolutionary algorithm,» *Annals of nuclear energy*, vol. 37 (2), pp. 208-217, 2010.
- [19] S. Mishra, R. S. Modak et S. Ganesan, «Optimization of depleted uranium loading in fresh core of large sized indian PHWR by evolutionary algorithms,» *Annals of nuclear energy*, vol.

- 38 (4), pp. 905-909, 2011.
- [20] R. P. Domingos, R. Schirru et C. M. N. A. Pereira, «Particle swarm optimization in reactor core design,» *Nuclear science and engineering*, vol. 152 (2), pp. 197-203, 2006.
- [21] W. F. Sacco et A. Alvarenga de Moura Meneses, «Global optimization methods to the nuclear reactor core design,» *Advances in engineering research*, vol. 3, pp. 441-456.
- [22] N. A. Pereira, R. Schirru et A. S. Martinez, «Basic investigation related to genetic algorithms in core design,» *Annals of nuclear energy*, vol. 26 (3), pp. 173-193, 1999.
- [23] P. G. Busacca, M. Marseguerra et E. Zio, «Multiobjective optimization by genetic algorithms : application to safety systems,» *Reliability engineering and system safety*, vol. 72 (1), pp. 59-74, 2001.
- [24] N.-H. Lee, K. H. Bae et S. J. Lee, «Small break LOCA analysis for optimization of safety injection system of Korean standard nuclear power plant,» *Annals of nuclear energy*, Vols. %1 sur %225 (4-5), pp. 305-316, 1998.
- [25] M. Marseguerra, E. Zio et L. Podofillini, «A multiobjective genetic algorithm approach to the optimization of the technical specifications of a nuclear safety system,» *Reliability engineering and system safety*, vol. 84 (1), pp. 87-99, 2004.
- [26] C. M. N. A. Pereira et C. M. F. Lapa, «Parallel island genetic algorithm applied to a nuclear power plant auxiliary feedwater system surveillance tests policy optimization,» *Annals of nuclear energy*, vol. 03 (16), pp. 1665-1675, 2003.
- [27] S. Carlos, A. Sanchez, S. Martorell et J. Villanueva, «Particle swarm optimization of safety components and systems of nuclear power plants under uncertain maintenance planning,» *Advances in engineering software*, vol. 50, pp. 12-18, 2012.
- [28] C. M. F. Lapa, C. M. N. A. Pereira et A. C. d. A. Mol, «Maximization of a nuclear system availability through maintenance scheduling optimization using genetic algorithm,» *Nuclear engineering and design*, vol. 196 (2), pp. 219-231, 2000.
- [29] W. F. Sacco, C. M. N. Pereira, P. P. M. Soares et R. Schirru, «Genetic algorithms applied to turbine extraction optimization of a pressurized water reactor,» *applied energy*, Vols. %1 sur %273 (3-4), pp. 217-22, 2002.
- [30] H. Peng et X. Ling, «Optimal design approach for the plate fin heat exchangers using neural networks cooperated with genetic algorithms,» *Applied thermal energy*, vol. 28, pp. 642-650, 2008.
- [31] B. V. Haibach et M. A. Feltus, «A study on the optimization of integral fuel burnable absorbers using the genetic algorithm based cigaro fuel management system,» *Annals of nuclear energy*, vol. 24 (6), pp. 439-448, 1997.
- [32] M. E. Wahed et W. Z. Ibrahim, «Neural network and genetic algorithms for optimizing the plate element of Egyptian research reactor problems,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 240 (1), pp. 191-197, 2010.
- [33] L. Buiron, B. Fontaine et L. Andriolo, «Transmutation Abilities of the SFR Low Void Effect core CFV 3600MWth,» *Proceedings of ICAPP 2012, Chicago, USA, June 24-28, Paper 12029*, 2010.
- [34] E. G. Bays, «Heterogeneous sodium fast reactor for transmuting minor actinide waste isotopes into plutonium fuel,» University of Florida - Thèse, 2008.
- [35] J. Brizi, «Systèmes innovants pour le nucléaire du futur, réacteurs à neutrons rapides et scénarios associés,» Université Paris Sud XI - Thèse, Orsay, 2010.
- [36] K. Sun, «Analysis of Advanced Sodium-cooled Fast Reactor Core Designs with Improved Safety Characteristics,» Ecole polytechnique fédérale de Lausanne - Thèse, Lausanne, 2012.
- [37] S. Pilarski, «Étude du potentiel de concepts innovants de réacteurs à neutrons rapides (RNR) vis-à-vis des exigences du développement durable,» Université Paris XI - Thèse,

- Orsay, 2008.
- [38] A. Zaetta, M. Vanier, J. Tommasi et F. Varaine, «Feedback reactivity coefficients to optimise safe natural core behaviour during transient,» *ICAPP*, 14 May 2009.
- [39] N. E. Stauff, M. Agard, L. Buiron, B. Fontaine et X. Jeanningros, «A new methodology for enhanced natural safety GEN-IV SFR core design : application to a carbide-fueled core,» *Proceedings of ICAPP*, May 2011.
- [40] J. X. Ingremeau, «Méthodologie d'optimisation d'un coeur de réacteur à neutron rapides, application à l'identification de solutions permettant des performances accrues,» Université Paris XI - Thèse, Orsay, 2011.
- [41] A. Gomez, «Optimisation technico-économique multi-objectif de systèmes de conversion d'énergie : Cogénération électricité-hydrogène à partir d'un réacteur nucléaire de IVème génération,» Université de Toulouse - Thèse, Toulouse, 2008.
- [42] E. Hourcade, F. Jasserand et K. Ammar, «SFR core design: a system driven multi-criteria optimization exercise with TRIAD,» *Fast Reactor conference FR13, IAEA*, 2013.
- [43] J.-M. Ruggieri, J. Tommasi, J. Lebrat, C. Suteau, D. Plisson-Reunier, C. De Saint Jean, G. Rimpault et J.-C. Sublet, «ERANOS 2.1: The International code system for Gen-IV fast reactor analysis,» *Proceeding of International Conference ICAPP'06 - Reno, USA*, 2006.
- [44] J.-C. Melis, L. Roche, J.-P. Piron et J. Truffert, «GERMINAL - A computer code for predicting fuel pin behaviour,» *Journal of nuclear materials*, vol. 188, pp. 303-307, 1992.
- [45] K. Ammar et al, «Improvement of supercomputing based code design process with parallel estimations and statistical analysis,» *Proceedings of Joint International conference on supercomputing in nuclear applications and Monte Carlo*, 2013.
- [46] K. Ammar, E. Hourcade et C. Patricot, «A multi criteria SFR core optimization process accounting for multi-physical uncertainties,» chez *PHYSOR 2014 – The Role of Reactor Physics Toward a Sustainable Future*, Kyoto, Japan, 2014.
- [47] F. Barjot, D. Schmitt et C. Venard, «Multiphysics and multiobjective optimization methodology for sodium cooled fast reactors conception,» chez *Proceedings of ICAPP*, Charlotte, USA, Avril 6-9, 2014.
- [48] A. C. Antoulas, D. C. Sorensen et S. Gugercin, «A survey of model reduction method for large scale systems,» *Contemporary Mathematics*, vol. 280, pp. 193--219, 2001.
- [49] J. F. M. Barthelemy et R. T. Haftka, «Approximation concepts for optimum structural design- a review,» *Structural optimization*, vol. 5, pp. 129-144, 1993.
- [50] G. Box et D. Behnken, «Some new three level designs for the study of quantitative variables,» *Technometrics*, vol. 2, pp. 455-475, 1960.
- [51] F. Trienfenbach, «Design of experiments : The D-Optimal approach and its implementation as a computer algorithm,» UMEA University - Rapport de thèse, Meschede, Germany, 2008.
- [52] A. Marrel, «Mise en oeuvre et utilisation du métamodèle de type processus gaussien pour l'analyse de sensibilité de modèles numériques,» Institut National des Sciences Appliquées (INSA) - Thèse, Toulouse, 2008.
- [53] A. A. Giunta, S. F. Wojtkiewicz et M. S. Eldred, «Overview of Modern Design of Experiments Methods for Computational Simulations,» *41st AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit - AIAA Paper 2003-0649*, 2003.
- [54] B. Husslage, G. Rennen, E. R. V. Damy et D. d. Hertog, «Space-Filling Design for computer experiments,» 2006.
- [55] F. A. C. Viana, G. Venter et V. Balabanov, «An Algorithm for Fast Optimal latin Hypercube Design of Experiments,» *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 2009.
- [56] B. Tang, «Orthogonal array-based Latin hypercubes,» *Journal of the American Statistical*

- Association*, vol. 88, p. 1392–1397, 1993.
- [57] K. O. Ye, «Orthogonal column Latin hypercubes and their application in com-», *Journal of the American Statistical Association*, vol. 93, p. 1430–1439, 1998.
- [58] M. D. Morris et T. J. Mitchel, «Exploratory Designs for computational experiments,» *Journal of Statistical Planning and Inference*, vol. 43, pp. 381-402, 1995.
- [59] E. Thiémarc, «Sur le calcul et la majoration de la discrédance à l'origine,» 2000.
- [60] J. Franco, «Planification d'expériences numériques en phase exploratoire pour la simulation des phénomènes complexes,» Ecole Nationale Supérieure des Mines - Thèse, Saint-Etienne, 2008.
- [61] G. Taguchi, «System of experimental design : engineering methods to optimize quality and minimize cost,» *UNIPUB/Krauss International Publications*, 1987.
- [62] M. S. Phadke, *Quality engineering using robust design*, Englewood Cliffs NJ: Prentice Hall, 1989.
- [63] D. M. Byrne et S. Taguchi, «The Taguchi's Approach to parameter design,» *40th annual quality congress transaction*, pp. 19-26, 1987.
- [64] J. Pignatiello et J. Ramberg, «Top ten triumphs and tragedies of Genuchi Taguchi's method,» *Quality engineering*, vol. 4, pp. 211-225, 1991.
- [65] D. C. Montgomery, *Design and Analysis of Experiments* - ISBN-1118146921, 4e éd., New York: John Wiley & Sons, 1997.
- [66] M. Tribus et G. Szoni, «An alternative view of Taguchi approach,» *Quality progress*, vol. 22, pp. 46-52, 1989.
- [67] A. I. Khuri et S. Mukhopadhyay, «Response surface methodology,» *WIRES Computational Statistics*, vol. 2, pp. 128-149, 2010.
- [68] B. Ramakrishan et S. S. Rao, «A robust optimization approach using Taguchi's loss function for solving non linear optimization problem,» *Advances in design automation*.
- [69] Myers, Montgomery et Cook, *RSM: Process and product optimization using designed experiments*, Wiley, 2009.
- [70] A. E. Hoerl, «Optimum Solutions of many variables equations,» *Chemical Engineering progress*, vol. 55, pp. 69-78, 1959.
- [71] N. R. Draper, «Ridge analysis of response surfaces,» *Technometrics*, vol. 21, pp. 467-473, 1979.
- [72] G. G. Vining et M. R. H, «Combining Taguchi and Response surface philosophies : a dual response approach,» *Journal of quality technology*, vol. 22, pp. 38-45, 1990.
- [73] K. A. F. Copeland et N. P. R, «Dual response optimization via direct function minimization,» *Journal of quality technology*, vol. 28, pp. 331-336, 1996.
- [74] G. Mariani, G. Palermo, C. Silvano et V. Zaccaria, «Meta-model Assisted Optimization for Design Space Exploration of Multi-Processor Systems-on-Chip,» *12th euromicro conference on digital system design - Architectures, Methods and Tools*, 2009.
- [75] G. Krivtchik, «Le cycle du combustible électronucléaire et la prise en compte des incertitudes,» Note Technique CEA/DEN/DER/SPRC/LECy, 2012.
- [76] M. Manfren, N. Aste et R. Moshksar, «Calibration and uncertainty analysis for computer models – A meta-model based approach for integrated building energy simulation,» *Applied energy*, vol. 103, pp. 627-641, 2013.
- [77] M. Li, G. Li et S. Azarm, «A Kriging Metamodel assisted multi-objective genetic algorithm for design optimization,» *Journal of mechanical design*, vol. 130, 2008.
- [78] J. P. C. Kleijnen et R. G. Sargent, «A methodology for fitting and validating metamodels in simulation,» *European journal of operational research*, vol. 120, pp. 14-29, 2000.
- [79] B. Bettonvil et J. P. C. Kleijnen, «Searching for important factors in simulation models

- with many factors,» *European Journal of operational research*, vol. 96 (1), pp. 180-194, 1997.
- [80] D. Goldsman et N. B. L, Comparing Systems via simulation, New York: Wiley, 1998.
- [81] J. P. C. Kleijnen, «Experimental designs for sensitivity analysis of simulation models,» *Euromsim conference*, 26-29 June 2001.
- [82] B. Chen, «A statistical validation procedure for discrete event simulation over experimental regions,» New York, 1985.
- [83] L. Jianping, «Study on Fitting Methods of Simulation Metamodelling and Its Application,» 2007.
- [84] R. R. Picard et D. Cook, «Cross Validation of regression models,» *Journal of american statistical association*, vol. 79 (387), 1984.
- [85] Q. S. Xu et Y. Z. Liang, «Monte Carlo cross-validation,» *Chemometrics and Intelligent Laboratory Systems*, vol. 56 (1), pp. 1-11, 2001.
- [86] Y. Bengio et Y. Grandvalet, «Bias in Estimating the Variance of K-Fold Cross-Validation,» *Statistical Modeling and Analysis for Complex Data Problems*, pp. 75-95, 2005.
- [87] B. Iooss, L. Boussouf, V. Feuillard et A. Marrel, «Numerical studies of the metamodel fitting and validation processes,» *International Journal on Advances in Systems and Measurements*, vol. 3 (1&2), pp. 11-21, 2010.
- [88] Y. Lin, «An efficient robust concept exploration method and sequential exploratory experimental design,» 2004.
- [89] Y. Lin, J. K. Allen et F. Mistree, «Metamodel validation with deterministic computer experiments,» *9th AIAA/ISSMO symposium on multidisciplinary analysis and optimization*, 2002.
- [90] Y. Lin, D. Luo, T. Bailey, R. Khire et J. Wang, «Model validation and error modeling to support sequential sampling,» *Proceedings of ASME 2008 International Design Engineering Technical conferences*, 2008.
- [91] A. Saltelli, S. Tarantola, F. Campolongo et M. Ratto, Sensitivity analysis in practice, a guide to assessing scientific models, Wiley, 2004.
- [92] B. Iooss, «Revue sur l'analyse de sensibilité globale de modèles numériques,» *Journal de la société française de statistique*, vol. 152 (1), pp. 1-23, 2011.
- [93] J. P. C. Kleijnen, Design and Analysis of Simulation Experiments, Springer Science, 2007.
- [94] M. Morris, «Factorial sampling plans for preliminary computational experiments,» *Technometrics*, vol. 33, pp. 161-174, 1991.
- [95] A. Saltelli, K. Chan et E. M. Scott, Sensitivity analysis, Wiley, 2000.
- [96] I. M. Sobol, «Sensitivity estimates for non linear mathematical models,» *Mathematical modelling and computational experiments*, vol. 1, pp. 407-414, 1993.
- [97] T. Homma et A. Saltelli, «Importance measures in global sensitivity analysis of non linear models,» *Reliability engineering and system safety*, vol. 52, pp. 1-17, 1996.
- [98] I. M. Sobol, «Sensitivity analysis for non linear mathematical models and their monte carlo estimates,» *Mathematics and computer in simulations*, vol. 55, 2001.
- [99] A. Saltelli, «Making best use of model evaluations to compute sensitivity indexes,» *Computer physics communication*, vol. 145, pp. 280-297, 2002.
- [100] A. Saltelli, M. Ratto, T. Andres, F. Campolongo et J. Cariboni, Global sensitivity analysis - The primer, Wiley, 2008.
- [101] G. Blatman et B. Sudret, «A comparison of three metamodel based methods for global sensitivity analysis,» *Sixth International Conference on Sensitivity Analysis of Model Output*, pp. 7613-7614, 2010.
- [102] B. Iooss, F. Van Dorpe et N. Devictor, «Response surfaces and sensitivity analysis for an environmental model of dose calculation,» *Reliability engineering and system safety*, vol. 91, pp.

- 1241-1251, 2006.
- [103] J. Andersson, «A survey of multiobjective optimization in engineering design».
- [104] G. G. Wang et S. Shan, «Review of metamodeling techniques in support of engineering design optimization,» *Journal of Mechanical design*, 2006.
- [105] L. Gu, «A Comparison of Polynomial Based Regression Models in Vehicle Safety Analysis,» *ASME Design Engineering Technical Confe*, 2001.
- [106] G. G. Wang, Z. Dong et P. Aichison, «Adaptive Response Surface Method - A Global Optimization Scheme for Computation-intensive Design problems,» *Journal of Engineering Optimization*, vol. 33 (6), pp. 707-734, 2001.
- [107] G. G. Wang, «Adaptive Response Surface Method Using Inherited Latin Hypercube Design Points,» *Journal of Mechanical Design*, vol. 125, pp. 210-220, 2003.
- [108] I. G. Osio et C. H. Amon, «An Engineering Design Methodology with Multistage Bayesian Surrogates and Optimal Sampling,» *Research in Engineering Design*, vol. 8 (4), pp. 198-206, 1996.
- [109] A. J. Booker, J. E. Dennis et D. B. Serafini, «A Rigorous Framework for Optimization of Expensive Functions by surrogates,» *Structural Optimization*, vol. 17 (1), pp. 1-13, 1999.
- [110] A. Gelsey, M. Schwabacher et D. Smith, «Using modeling knowledge to guide design space search,» *Artificial intelligence*, vol. 100, pp. 1-27, 1998.
- [111] Y. Lin, F. Mistree et J. K. Allen, «Sequential metamodeling in engineering design,» *10th AIAA/ISSMO Multidisciplinary Analysis and Optimization Conference*, 2004.
- [112] L. Wang, S. Shan et G. G. Wang, «Mode-Pursuing Sampling Method for Global Optimization on Expensive Black-box Functions,» *Journal of Engineering optimization*, vol. 36 (4), pp. 419-438, 2004.
- [113] S. Shan et G. G. Wang, «An Efficient Pareto set identification approach for multiobjective optimization on black box functions,» *Journal of Mechanical Design*, vol. 127, pp. 866-874, 2005.
- [114] M. F. Ejday, «Metamodel assisted multiobjective optimization for non steady 3D metal forming processes,» *International journal material formation*, vol. 2, pp. 335-338, 2009.
- [115] B. Iooss et al., «Numerical study of the metamodel validation process,» *Proceedings of the First International Conference on Advances in System Simulation*, pp. 100-105, 2009.
- [116] S. Kirkpatrick, J. C. D. Gelatt et M. P. Vecchi, «Optimization by simulated annealing,» *Science*, vol. 222, pp. 671-680, 1983.
- [117] M. Paliwal et U. A. Kumar, «Neural networks and statistical techniques : review of application,» *Expert systems with applications*, vol. 36 (1), pp. 2-17, 2009.
- [118] A. Van Oooyen, «Improving the convergence of the back-propagation algorithm,» *Neural Networks*, vol. 5, pp. 465-471, 1992.
- [119] J. P. C. Kleijnen, «Validation of regression metamodel in simulation : a bootstrap approach,» *European journal of operationnal research*, vol. 170, pp. 120-131, 2006.
- [120] B. Iooss, «Sensitivity, metamodel, uncertainty and reliability featured by R».
- [121] A. Marrel, B. V. D. F. Iooss et E. Volkova, «An efficient methodology for modeling complex computer codes with Gaussian processes,» *Computational Statistics and Data Analysis*, vol. 52, pp. 4731-4744, 2008.
- [122] G. Geffraye et al, «CATHARE 2 v2.5_2: a single version for various applications,» *Nuclear Engineering and Design*, 2010.
- [123] ROOT, «ROOT: An object oriented data analysis framework,» *Linux Journal*, vol. 51, 1998.
- [124] F. Gaudier, «URANIE: The CEA/DEN Uncertainty and Sensitivity platform,» *Sixth International Conference on Sensitivity Analysis of model output - Procedia and Behavioral Sciences*,

- vol. 2, pp. 7660-7661, 2010.
- [125] OCDE - Nuclear Energy Agency (NEA), «Java-based Nuclear Data Information System (JANIS),» 2014. [En ligne]. Available: <http://www.oecd-nea.org/janis/>. [Accès le 04 10 2014].
- [126] P. Mosca, «AEMC : Le meilleur énergétique adaptatif pour la génération des bibliothèques multigroupes,» Ecole doctorale "Rayonnements et Environnement", Thèse de doctorat - Université Paris Sud XI, 2009.
- [127] G. Rimpault, «Physics documentation of ERANOS - The ECCO cell code,» Cadarache, 1997.
- [128] G. Rimpault, «Algorithmic features of the ECCO cell code for treating heterogeneous fast reactor,» chez *International conference on mathematics and computations: reactor physics and environmental analyses*, Portland OR, 1995.
- [129] N. Martin, «Application de la méthode des sous-groupes au calcul Monte-Carlo multigroupe,» Thèse de doctorat - Ecole polytechnique de Montréal - Département de génie physique, Montréal, 2010.
- [130] P. Reuss, Neutron physics, Les Ulis: EDP Sciences, 2008.
- [131] A. Santamarina et al., «The JEFF-3.1.1 Nuclear Data Library : Validation results from JEF-2.2 to JEFF-3.1.1,» Rapport OECD/NEA JEFF Report 22, 2009.
- [132] M.-S. Chenaud et al., «Status of the ASTRID core at the end of pre-conceptual design phase 1,» *Proceedings of ICAPP 2013*, 2013.
- [133] W.-S. Yang, «Fast Reactor physics and computational methods,» *Nuclear Energy and Engineering*, vol. 44 (2), 2012.
- [134] S. Dardour, *Communication personnelle*, DEN/DER/SESI/LE2S, 2012.
- [135] W. Wallenius, «Physics of Americium transmutation,» *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 44, pp. 199-206, 2012.
- [136] M. Saez et al., «Status of ASTRID nuclear island pre-conceptual design,» *Fast Reactor*, 2013.
- [137] J. C. Melis, L. Roche, J. P. Piron et J. Truffert, «Germinal - a computer code for predicting fuel pin behavior,» *Symposium on nuclear materials for fission reactor*, vol. 188, pp. 303-307, 1992.
- [138] F. Varaine et al., «Pre-conceptual design of ASTRID core,» chez *Proceedings of ICAPP 2012*, Chicago, USA, 2012.
- [139] M. Marquès, «Probabilistic margin evaluation on accidental transients for the ASTRID reactor project,» chez *Joint International Conference on Supercomputing in Nuclear Applications and Monte Carlo 2013 (SNA + MC 2013)*, Paris, France, 2013.
- [140] D. Tenchine et al., «Status of CATHARE code for sodium cooled fast reactor,» *Nuclear Engineering and Design*, vol. 245, pp. 140-152, 2012.
- [141] CEA, «Trio_U, Version 1.6.8,» [En ligne]. Available: <http://www-trio-u.cea.fr>.
- [142] Y. Guerin, D. Parrat et J. Noirot, Nuclear fuels for light water reactors and fast reactors, Cadarache: Cours - International school in nuclear engineering, 2012.
- [143] G. Gaillard-Groleas, «New simulation tools to be developed for the ASTRID program,» chez *Technical meeting LAEA*, 14-16 Avril 2014.
- [144] F. Barjot, D. Schmitt et C. Venard, «Multiphysics and multiobjective optimization methodology for sodium cooled fast reactor,» chez *ICAPP*, Charlotte, 2014.
- [145] E. Hourcade, F. Jasserand et K. Amnard, «SFR core design : a system driven multicriteria optimization exercise with TRIAD,» chez *Fast Reactor Conference FR13*, IAEA, 2013.
- [146] Y. Zhang, J. Wallenius et A. Fokay, «Transmutation of Americium in a medium sized sodium cooled fast reactor design,» *Annals of nuclear energy*, vol. 37, 2010.

- [147] B. Iooss, F. Gaudier, M. Marque, B. Spindler et B. Tourniaire, «Uncertainty assessment in severe nuclear accident scenarios,» *First international conference in advances in system simulation SIMUL*, pp. 94-99, 2009.
- [148] M. Ejday, «Optimisations multi-objectifs à base de métamodèles pour les procédés de mise en forme,» Paris, 2011.
- [149] T. W. Simpson et al, «Metamodels for computer based engineering design : survey and recommendations,» *Engineering with computers*, pp. 129-150, 2001.
- [150] A. I. Khuri et J. A. Cornell, *Response surfaces : design and analysis*, New York: Dekker, 1987, pp. 377-406.
- [151] D. M. Osborne et R. L. Armacost, «State of the art in multiple RSM,» *Computational cybernetics and simulation*, vol. 4, pp. 3833-3938, 1997.
- [152] V. Balabanov, M. Kaufman, D. L. Knill, O. Golovidov et A. A. H. R. T. Giunta, «Dependence of optimal structural weight on aerodynamics shape for a high speed civil transport,» *6th AIAA/USAF/NASA/ISSMO*, pp. 599-612, 1996.
- [153] A. A. Giunta, «Aircraft multidisciplinary design optimization using design of experiment theory and response surface modeling,» 1997.
- [154] W. C. Englund, O. S. Douglas, R. A. M. M. M. Lepsch et R. Unal, «Aerodynamic configuration design using response surface methodology analysis,» *AIAA Aircraft design, systems and operation meetings*, 1993.
- [155] W. J. Roux, S. N et R. T. Haftka, «Response surface approximation for structural approximation,» *6th Symposium on multidisciplinary analysis and optimization*, pp. 642-654, 4-6 September 1996.
- [156] T. S. Pires, M. E. Cruz et M. J. Colaco, «Response surface method applied to the thermoeconomics optimization of a complex system modeled in a process simulator,» *Energy*, vol. 52, pp. 44-54, 2013.
- [157] M. E. Olya et K. B. Masoud, «Application of RSM to optimize Cl acid orange7 azo dye mineralization by UV/H₂O₂ process,» *Journal of advanced oxidation technologies*, vol. 11 (3), pp. 561-567, 2008.
- [158] T. J. Hastie et D. Pregibon, *Generalized linear models in Statistical Models*, Wadsworth & Brooks/Cole, 1992.
- [159] B. Wu, «An introduction to neural network and their applications in manufacturing,» *Journal of intelligent manufacturing*, vol. 3, pp. 391-403, 1992.
- [160] A. Khosravi, «A comprehensive review of neural network based prediction intervals and news advances,» *IEEE transaction on neural network*, 2010.
- [161] C. M. Bishop, *Neural network for pattern recognition*, Oxford, 1995.
- [162] K. Hornik, M. Stinchcombe et H. White, «Multilayer feedforward networks are universal approximators,» *Neural networks*, vol. 2 (5), pp. 359-366, 1989.
- [163] D. E. Rumelhart, B. Widrow et M. A. Lehr, «The basic ideas in neural networks,» *Communications of the ACM*, vol. 37 (3), pp. 87-92, 1994.
- [164] B. K. Bose, «Neural networks applications in power electronics and motor drives : an introduction and perspective,» *IEEE transactions on industrial electronics*, vol. 22, pp. 14-33, 2007.
- [165] M. A. Hussain, «Review of the applications of neural networks in chemical process control - simulation and online implementation,» *Artificial intelligence in engineering*, vol. 13, pp. 55-68, 1999.
- [166] G. Matheron, «Principles of geostatistic,» *Economic geology*, vol. 58 (8), pp. 1246-1266, 1963.
- [167] J. P. C. Kleijnen, «Kriging metamodeling in simulation : a review,» 2007. [En ligne].

- [168] J. Sacks, W. J. Welch, T. J. Mitchell et H. P. Wynn, «Design and Analysis of Computer experiments,» *Statistical science*, vol. 4 (4), pp. 409-435, 1989.
- [169] W. J. Welch, T. K. Yu, S. M. Kang et J. Sacks, «Computer Experiments for Quality Control by Parameter Design,» *Journal of Quality Technology*, vol. 22 (1), pp. 15-22, 1990.
- [170] W. J. Welch, R. J. Buck, J. Sacks, H. P. Wynn, T. J. Mitchell et M. D. Morris, «Screening, Predicting, and Computer Experiments,» *Technometrics*, vol. 34 (1), pp. 15-25, 1992.
- [171] W. Xie, B. Nelson et J. Staum, «The influence of correlation functions on stochastic kriging metamodels,» *Simulation Conference (WSC), Proceedings of the 2010 Winter*, pp. 1067-1078, 2010.
- [172] A. O'Hagan, «Bayesian analysis of computer code outputs : a tutorial,» *Reliability engineering and system safety*, vol. 91, pp. 1290-1300, 2006.
- [173] K. T. Fang, R. Li et J. Sudjanto, *Design and modeling for computer experiments*, Chapman & Hall/CRC, 2006.
- [174] C. Scheidt, «Analyse statistique d'expériences simulées : modélisation adaptative de réponses non régulières par krigeage et plans d'expériences,» 2006.
- [175] L. Pronzato et W. G. Müller, «Design og computer experiments : space filling and beyond,» *Statistics and Computing*, vol. 22, pp. 681-701, 2012.
- [176] D. L. Zimmerman, «Optimal network design for spatial prediction, covariance parameter estimation, and empirical prediction,» *Environmetrics*, vol. 17 (6), pp. 635-652, 2006.
- [177] G. Rennen, «Subset selection from large datasets for Kriging modeling,» *Structural multidisciplinary optimization*, vol. 38, pp. 545-569, 2009.
- [178] W. Hu, L. Enying, G. Y. Li et Z. H. Zhong, «A metamodel optimization methodology based on multi-level fuzzy clustering space reduction strategy and its applications,» *Computers & Industrial Engineering*, vol. 55 (2), pp. 503-532, 2008.
- [179] A. Limaïem et H. A. ElMaraghy, «Automatic Inference of Parametric Equations in Geometric Modeling Using Dual Kriging,» *Proceedings of 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2, pp. 1499-1504, 1996.
- [180] P. McLean, P. Lger et R. Tinawi, «Post-processing of Finite Element Stress Fields Using Dual Kriging Based Methods for Structural Analysis of Concrete Dams,» *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 42 (6), pp. 532-546, 2006.
- [181] T. W. Simpson, T. M. Mauery, J. J. Korte et F. Mistree, «Comparison of Response Surface and Kriging Models for Multidisciplinary Design Optimization,» *7th AIAA/USAF/NASA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization*, 2-4 September 1998.
- [182] T. W. Simpson, T. M. Mauery, J. J. Korte et F. Mistree, «Kriging Models for Global Approximation in Simulation-Based Multidisciplinary Design Optimization,» *AIAA Journal*, vol. 39 (12), pp. 2233-2241, 2001.
- [183] J. Echaabi, F. Trochu et R. Gauvin, «A General Strength Theory for Composite Materials Based on Dual Kriging Interpolation,» *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 14 (3), pp. 211-232, 1995.
- [184] P. Terriault, M. A. Meunier et F. Trochu, «Application of Dual Kriging to the Construction of a General Phenomenological Material Law for Shape Memory Alloys,» *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 8 (7), pp. 605-618, 1997.
- [185] R. A. Viscarra Rossel, P. Goovaerts et A. B. McBratney, «Assessment of the Production and Economic Risks of Site-specific Liming Using Geostatistical Uncertainty Modelling,» *Environmetrics*, vol. 12 (8), pp. 699-711, 2001.
- [186] P. M. Pair, «Construction de surfaces de réponse non linéaires : étude comparative de nouvelles méthodes de régression,» 2004.
- [187] S. Tunali et I. Batmaz, «Dealing with the least squares regression assumptions in

- simulation metamodeling,» *Computer and Industrial engineering*, vol. 38, pp. 307-320, 2002.
- [188] G. Saporta, Probabilités, analyses de données et statistiques, Editions Technip, 2006.
- [189] B. Iooss, « Numerical study of the metamodel validation process,» *Proceedings of the First International Conference on Advances in System Simulation*, pp. 100-105, 2009.
- [190] B. Iooss, L. Boussof, A. Marrel et V. Feuillard, «Numerical study of algorithms for metamodel construction and validation,» *Safety, reliability and risk analysis - Proceedings of the ESREL 2008 Conference*, pp. 2135-2141, 2008.
- [191] Y. Lin, «A sequential exploratory experimental design method : development of appropriate empirical model in design,» *ASME Design engineering techniques conference*, 2004.
- [192] P. Besse, Data mining II. Modélisation statistique et apprentissage, Toulouse, 2003.
- [193] T. Hastie, R. Tibshirani et J. Friedman, The elements of statistical learning, Springer, 2001.
- [194] B. Efron et R. J. Tibshirani, An introduction to the Bootstrap, Chapman & Hall, 1993.
- [195] J. Joucla et E. Chojnacki, «Expertise des méthodes d'évaluation des incertitudes du code CATHARE dans le programme international OCDE BEMUSE,» 2006.
- [196] A. De Crecy, «Uncertainty and sensitivity analysis of the LOFT L2-5 test : Results of the BEMUSE program,» *Nuclear engineering and design*, vol. 238, 2008.
- [197] C. A. Coello Coello, G. B. Lamont et D. A. Van Veldhuizen, Evolutionary algorithms for solving multi-objective problems, 2nd éd., Springer, 2007.
- [198] A. Zhou, B.-Y. Qu, H. L. Li et S.-Z. Zhao, «Multiobjective evolutionary algorithms: A survey of the state of the art,» *Swarm and Evolutionary Computation*, vol. 1, pp. 32-49, 2011.
- [199] C. A. Coello Coello, «A comprehensive survey of evolutionary-based multiobjective optimization techniques,» *Knowledge and information system*, vol. 1 (3), pp. 129-156, 1999.
- [200] E. Zitzler, M. Laumanns et S. Bleuler, «A Tutorial on Evolutionary Multiobjective Optimization,» Springer, 2004.
- [201] J. Knowles, L. Thiele et E. Zitzler, «A Tutorial on the Performance Assessment of Stochastic Multiobjective Optimizers,» 2006.
- [202] J. D. Schaffer, «Multiple objective optimization with vector evaluated genetic algorithm,» *Proceeding of 1st international conference on genetic algorithm*, pp. 93-100, 1985.
- [203] N. Srinivas et K. Deb, «Multiobjective optimization using non dominated sorting in genetic algorithm,» *Evolutionary computation*, vol. 2, pp. 221-248, 1995.
- [204] K. Deb, A. Pratap, S. Agarwal et T. Meyarivan, «A Fast and Elitist Multiobjective Genetic Algorithm: NSGA-II,» *IEEE TRANSACTIONS ON EVOLUTIONARY COMPUTATION*, vol. 6 (2), pp. 182-197, 2002.
- [205] E. Zitzler, M. Laumanns et L. Thiele, «Improving the strength Pareto evolutionary algorithm for multiobjective optimization,» *Evolutionary Methods for Design Optimisation and Control*, pp. 95-100, 2002.
- [206] R. Storn et K. Price, «Differential evolution—a simple and efficient adaptive scheme for global optimization over continuous spaces,» 1995.
- [207] K. Price, «An introduction to differential evolution,» *New Ideas in Optimization*, pp. 79-108, 1999.
- [208] T. W. Liao, «Two hybrid differential evolution algorithms for engineering design optimization,» *Applied Soft Computing*, vol. 10, pp. 1188-1199, 2010.
- [209] T. Fukuda, M. Tsukiyama et M. Mori, «Immune networks using genetic algorithm for adaptive production scheduling,» *15th IFAC World Congress*, vol. 3, pp. 57-60, 1993.
- [210] R. Tavakkoli-Moghaddam, A. Rahimi-Vahed et A. H. Mirzaei, «A hybrid multiobjective immune algorithm for a flow shop scheduling problem with biobjectives : weighted mean completion time and weighted mean tardiness,» *Information sciences*, vol. 177, pp. 5072-

5090, 2007.

- [211] J. Moore et R. Chapman, «Application of particle swarm to multiobjective optimization,» 1999.
- [212] K. Doerner, W. J. Gutjahr, R. F. Hartl et C. Strauss, «Pareto ant colony optimization: a metaheuristic approach to multiobjective portfolio selection,» *Annals of Operations Research*, vol. 131, pp. 79-99, 2004.
- [213] K. I. Smith, R. M. Everson, J. E. Fieldsend, C. Murphy et R. Misra, «Dominance-based multiobjective simulated annealing,» *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, vol. 12 (3), pp. 323-342, 2008.

VIII. Annexes

VIII.1 Métamodèles

VIII.1.1 Modèles de régression polynomiale

Le concept de la régression polynomiale a été abordé dans la description de la méthode RSM. Il s'agit de la généralisation d'une telle approche limitée à des polynômes de faibles degrés. A priori, il n'est laissé au concepteur que le choix du degré m du polynôme à construire. Cependant, le degré maximal atteignable est dicté par le nombre de niveau minimal pris par les facteurs dans le plan d'expérience. Une fois le degré maximal fixé, le modèle de régression s'écrit [69] (Équation VIII-1):

$$\tilde{y} = \beta_0 + \sum_{i=1}^d \beta_i x_i + \sum_{i,j} \beta_{ij} x_i x_j + \dots + \sum_{i,j,\dots,l_d} \beta_{ij\dots l_d} x_i x_j \dots x_{l_d} \quad \text{Équation VIII-1}$$

Les différents coefficients sont déterminés via une minimisation de la somme des carrés des erreurs. Cette méthode a l'avantage de posséder une solution analytique [148]; qui plus est pour des polynômes de degré restreint, l'interprétation des coefficients donne immédiatement l'information sur la magnitude des termes principaux et/ou interactions. Cet outil est couramment décrit dans la littérature notamment dû à la robustesse de la méthode, à sa mise en œuvre peu coûteuse et son lien avec un cadre méthodologique bien établi. Des revues complètes existent [149][150][67][151], ainsi que de très nombreux articles dans des domaines aussi variés que l'aéronautique [152] [153][154], la mécanique [155], l'énergétique [156] ou le génie des procédés [157].

Concernant les limitations de l'approche, on peut souligner le problème de sur-apprentissage potentiel (over-fit) notamment dans le cas d'une utilisation de polynômes de degré trop élevé. Des méthodes de sélection de termes [158] (algorithmes éliminant certains coefficients) permettent d'atteindre une plus grande stabilité et précision pour ce type de régression. Cependant, une étape de validation stricte du métamodèle reste fondamentale.

VIII.1.2 Réseaux de neurones artificiels

Un réseau de neurone (Artificial Neural Network ANN) est une méthode de régression non polynomiale. Le réseau est une architecture composée d'unités élémentaires que sont les neurones. Le neurone est une fonction mathématique de définition générale (Équation VIII-2) :

$$y(\vec{x}) = g\left(\sum_{i=1}^d w_i x_i + \beta ; T\right) \quad \text{Équation VIII-2}$$

Les x_i sont les composantes du vecteur d'entrée, w_i les poids associés et β le biais du neurone. g est la fonction d'activation : il s'agit d'une fonction sigmoïde (Équation VIII-3), ou tangente hyperbolique (Équation VIII-4), dans laquelle T est le paramètre définissant la raideur de la fonction d'activation.

Les paramètres w_i et β sont conceptuellement équivalents aux coefficients d'une régression polynomiale ; ils devront être ajustés pour suivre les données extraites du plan d'expérience. Seule l'architecture du modèle diffère.

Fonction sigmoïde : $g(\tau) = \frac{1}{1 + e^{-\tau/T}}$ Équation VIII-3

Fonction tangente hyperbolique : $g(\tau) = \tanh\left(\frac{\tau}{T}\right) = \frac{e^{2\tau/T} - 1}{e^{2\tau/T} + 1}$ Équation VIII-4

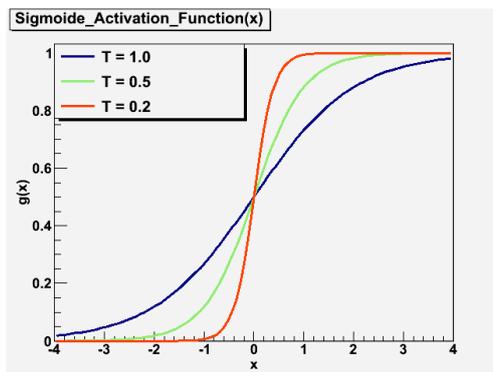


Figure VIII-1 - Exemple de fonctions d'activation sigmoïdes

La Figure VIII-2 montre le fonctionnement d'un neurone, et la Figure VIII-1 souligne la forme type de la fonction d'activation ; enfin, la Figure VIII-3 indique l'architecture typique d'un réseau de neurones artificiel.

Les paramètres de cette architecture peuvent être résumés comme suit :

- le nombre de couches de neurones dites cachées (ensemble de neurones intermédiaires entre les variables d'entrées et les valeurs de sortie) ;
- le nombre de neurones sur chaque couche ;
- la connectivité entre les neurones (inter-connectivité complète ou partielle).

La difficulté est alors double ; premièrement, définir a priori l'architecture du réseau et ensuite « entraîner » (pour utiliser le terme consacré) le réseau pour qu'il soit une fonction d'approximation de qualité. Cela correspond respectivement à spécifier le type de modèle de régression, et à ajuster les paramètres du modèle étant donné les informations de la base d'apprentissage [159].

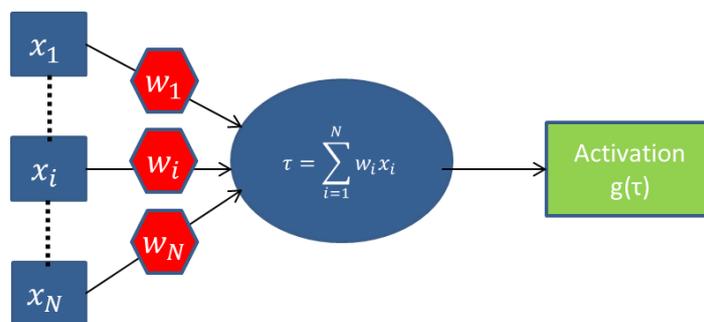


Figure VIII-2 - Schéma de principe d'un neurone

L'apprentissage du réseau est effectué via un algorithme dit de rétro-propagation. A partir d'un ensemble de points d'apprentissage et de valeurs arbitraires des poids w_i , il s'agit d'estimer la performance du réseau via la quantité $E = \sum_{n=1}^N (y_n - \tilde{y}_n)^2$. Les erreurs sont propagées sur les couches précédentes aboutissant à un ajustement des poids en fonction de la quantité $\Delta = \frac{\partial E}{\partial y} \cdot \frac{\partial y}{\partial w_i}$. Un processus itératif jusqu'à convergence permet d'affiner les valeurs des poids au mieux.

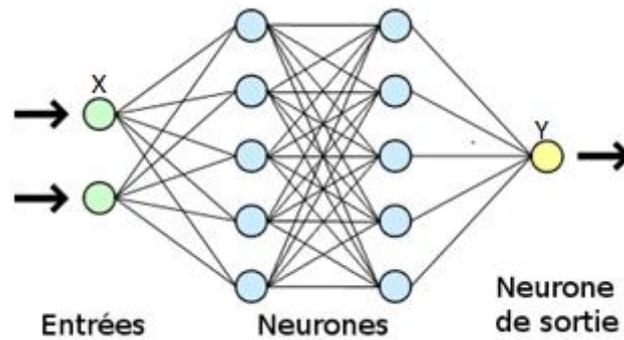


Figure VIII-3 - Architecture d'un réseau de neurone

Des limites apparaissent sur ce type de métamodèles ; notamment, l'apprentissage sur des données incertaines, où le calcul d'intervalles de prédictions sont des domaines où les réseaux de neurones artificiels peuvent être dépassés par d'autres types d'approches (Krigage par exemple) [160].

Cependant, considérant qu'ils ne demandent que très peu d'a priori sur les modèles et les données d'apprentissage [161], et qu'ils sont théoriquement des approximateurs universels [162][163], ils sont très largement utilisés en tant que métamodèles prédictifs, plus spécifiquement encore pour une utilisation en soutien à des modèles déterministes.

Leur champ d'application est si vaste qu'il serait fastidieux d'essayer d'en dresser la liste ; le lecteur pourra se tourner vers des rapports bibliographiques dédiés [164][165].

La référence [117], focalisée sur leurs nombreuses applications dans des domaines très variés (ingénierie, médecine, marketing etc.), conclut que ce type de métamodèle présente des performances nettement supérieures comparées à d'autres approches, et ce quel que soit le domaine considéré.

VIII.1.3 Processus gaussiens- Méthode du Krigage

Historiquement développé pour le domaine de la géostatistique, puis étendue dans la référence [166], la méthode du Krigage est une méthode d'interpolation exacte (Équation VIII-5), c'est-à-dire que les fonctions d'approximation qui en sont issues passent exactement par tous les points de la base d'apprentissage [167]. Cette caractéristique explique l'intérêt qui leur est porté pour l'interpolation de modèles déterministes.

$$\tilde{y}(x) = y(x), \forall x \in \text{base d'apprentissage} \quad \text{Équation VIII-5}$$

L'idée originelle est de combiner un modèle polynomial usuel $f(x)$ (de même type que ceux utilisés en RSM) avec un processus aléatoire $Z(x)$ (Équation VIII-6).

$$\tilde{y}(x) = f(x) + Z(x) \quad \text{Équation VIII-6}$$

Le modèle polynomial sert à définir la tendance globale des données. Il s'agit d'un simple modèle linéaire voire même une simple constante [168][169][170] alors que $Z(x)$ est un processus gaussien stationnaire de moyenne zéro et de variance σ^2 servant à déformer le modèle polynomial pour qu'il interpole exactement les données. Le processus gaussien est défini par la forme de sa matrice de covariance (Équation VIII-7) :

$$\text{Cov}[Z(x_i)Z(x_j)] = \sigma^2 R(x_i, x_j) \quad \text{Équation VIII-7}$$

Où $R(x_i, x_j)$ est la fonction de corrélation entre deux points de la base d'apprentissage. La forme la plus typique est celle de la corrélation gaussienne, où θ_k sont les paramètres inconnus du métamodèle à ajuster (Équation VIII-8).

$$R(x_i, x_j) = e^{\sum_{k=1}^N \theta_k |x_k^i - x_k^j|^2} \quad \text{Équation VIII-8}$$

D'autres types de corrélations existent (exponentielles, de Matern, triangulaire cubique, etc.[171]).

Une fois la corrélation choisie, les valeurs prédites par le métamodèle sont (Équation VIII-9):

$$\begin{aligned} \hat{y} &= \bar{\beta} + \bar{r}^T(x) \bar{R}^{-1}(\bar{y} - \bar{f} \bar{\beta}) \\ \text{avec } \bar{r}^T(x) & \text{ le vecteur des corrélations } \bar{r}^T(x) = [R(x, x^1); R(x, x^2) \dots R(x, x^N)] \\ \bar{\beta} &= (f^T R^{-1} f)^{-1} f^T R^{-1} \bar{y} \end{aligned} \quad \text{Équation VIII-9}$$

\bar{y} est le vecteur colonne contenant les valeurs de la sortie de la base d'apprentissage
 f est le vecteur colonne de la régression, (rempli de 1 quand $f(x)$ est prise comme constante)

Le choix des corrélations revient à fixer la structure du modèle. L'étape suivante consiste à déterminer de la valeur de ses paramètres. On applique une méthode dite de « maximum de vraisemblance ». On a besoin de calculer la variance du métamodèle via :

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{(y - f\beta)^T R^{-1} (y - f\beta)}{N} \quad \text{Équation VIII-10}$$

Le choix optimal des paramètres est celui qui maximise la valeur de φ définit comme suit :

$$\varphi = -\frac{1}{2} \{N \ln(\hat{\sigma}^2) + \ln(|R|)\} \quad \text{Équation VIII-11}$$

Quelles que soient les valeurs prises par les paramètres du modèle, celui-ci sera par définition un interpolateur exact. Cependant, le meilleur atteignable (au sens de la vraisemblance) sera celui solution du problème d'optimisation de la quantité φ , dans un espace dont la dimension est égale au nombre de paramètres dans la corrélation. C'est dans cette étape d'optimisation que réside toute la difficulté. Ce processus est coûteux et difficile à résoudre : le grand nombre de paramètres impose une démarche séquentielle d'ajout par étapes de groupes de paramètres [121]. Le vaste domaine de variations des mêmes paramètres et les irrégularités de la quantité φ obligent à l'utilisation d'algorithmes stochastiques. Plusieurs méthodologies existent en ce sens, basées sur des méthodes de simplex [170], ou sur des techniques issues de la statistique Bayésienne [172].

Une autre des limites associée à ce type de prédicteur est liée à leur dépendance forte au plan d'expérience sur lesquels ils sont construits [173][174] [175][176]. Bien souvent le choix de la corrélation impose une structure optimale dédiée de la base d'apprentissage, qui devient donc métamodèle dépendante. Ceci est pénalisant dans les cas où il est impossible de changer ou d'ajouter des données au plan d'expérience. La présence d'agrégats de points peut aussi être problématique lors de la construction du métamodèle[177].

L'un des intérêts de cette méthode est sa capacité à fournir un estimateur de sa variance $\hat{\sigma}^2$ en tous les points du domaine. Cet estimateur permet, en plus de la valeur prédite du métamodèle, d'avoir une enveloppe associée (cf. Figure VIII-4 issue de la référence [178]) ; à chaque point du domaine, on obtient la valeur du prédicteur ainsi qu'une estimation de l'erreur de prédiction commise.

Cette caractéristique est utilisée dans la planification d'expérience numérique dite adaptative ou séquentielle [111], où des points sont ajoutés à la base d'apprentissage là où l'estimation de l'erreur est maximale, ce qui doit permettre une amélioration de la qualité du métamodèle [88][175].

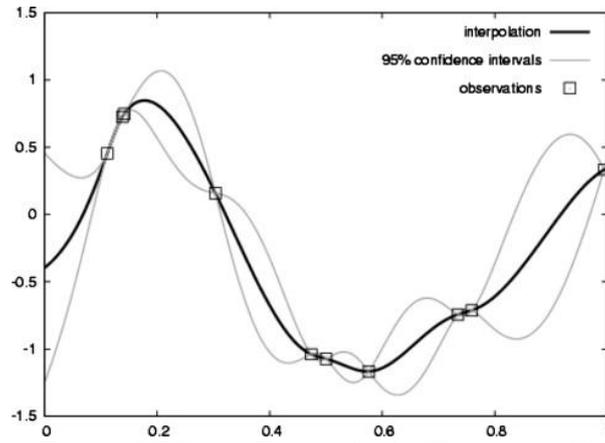


Figure VIII-4 - Exemple de Krigeage 1D

Toutes ces caractéristiques ont fait des métamodèles de type Krigeage un outil très utilisé dans la littérature. Bien au-delà de ses applications initiales (géostatistique), on peut trouver des applications dans des domaines aussi variés que l'ingénierie [179][180] [181][182], la science des matériaux [183][184], l'économie [185], la sûreté nucléaire [87], etc.

VIII.2 Méthodes de validation des métamodèles

Il s'agit d'estimer la fidélité de ce modèle analytique comparé au véritable modèle sous-jacent. La mesure de cette caractéristique n'est pas triviale et peut être exprimée et calculée de façon très différente, dépendant du type d'informations recherché. Il peut s'agir notamment d'outils de validation statistique ou locale [83]. Nous présentons un inventaire de ces techniques.

VIII.2.1 Critères de validation

VIII.2.1.1 Validation visuelle

L'une des méthodes les plus directe et intuitive concernant la validation d'un métamodèle est une méthode visuelle consistant à tracer sur un graphique la comparaison entre les valeurs de sortie du vrai modèle y_i et celles données par le métamodèle prédicteur \tilde{y}_i (cf. Figure VIII-5). La droite $\tilde{y}_i = y_i$ représente le graphique idéal (métamodèle reproduisant à l'identique le modèle) et on peut alors juger de la qualité de l'approximation par sa déviation à cette droite idéale. Ainsi par une analyse visuelle on peut estimer :

- Si un biais systématique existe : par exemple, si une majorité des points se trouve d'un seul côté de la droite ;
- Si le prédicteur est fiable ou non : dispersion des points autour de la droite ;
- Si des régions spécifiques sont mal représentées : si une partie des points y_i appartenant à un sous domaine identifié est biaisée, il existe un manque d'information dans la zone correspondante, ou que la structure du métamodèle choisi n'est pas capable de représenter un comportement du modèle spécifique à cette zone ;
- Si ponctuellement des données sont problématiques : un petit nombre de points très éloigné de la droite médiane peut alors dénoter soit d'une incompatibilité modèle-métamodèle, soit d'un problème jusqu'à alors non détecté dans le modèle qui demandera une inspection plus minutieuse des points concernés.

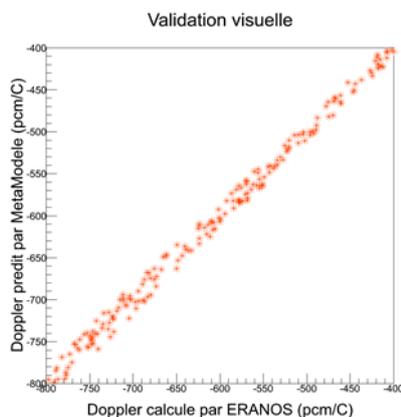


Figure VIII-5 – Validation visuelle d'un métamodèle

Bien que cette approche ne permette pas une quantification exacte de la qualité du métamodèle, il s'agit d'une étape nécessaire. Dans la grande majorité des cas, cette méthode n'est pertinente qu'utilisée sur des points ne faisant pas partie de la base d'apprentissage (cf. VIII.2.2.2). Un interpolateur exact de type processus gaussien donnera des points situés sur la droite médiane, si le graphique est tracé avec des points de la base d'apprentissage.

VIII.2.1.2 Erreurs quadratiques

Ce type d'indicateur statistique est très utilisé de par la simplicité de son interprétation ; en effet, il est intimement lié à la norme euclidienne et estime donc la distance (dans l'espace des sorties y) existant entre les valeurs exactes du modèle et celle prédites par l'approximation

[186]. C'est le cas par exemple de l'erreur quadratique moyenne (*MSE* pour Mean Squared Error) et de sa racine (*RMSE* pour Root Mean Squared Error) qui a l'avantage de s'exprimer dans les mêmes unités que la sortie y .

$$MSE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2 \quad \text{Équation VIII-12}$$

$$RMSE = \sqrt{MSE} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2} \quad \text{Équation VIII-13}$$

On peut utiliser le *NMSE* (Normalized Mean Squared Error) qui en est la version normalisée, à n'utiliser que dans les cas où les valeurs moyennes de y et \tilde{y} ne sont pas proche de zéro.

$$NMSE = \frac{1}{N} \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2}{\bar{y}\tilde{y}} \quad \text{Équation VIII-14}$$

Enfin, le *SMSE* (Standardized Mean Squared Error) est la version standardisée, c'est-à-dire divisée par le produit des écarts types, qui est une statistique intéressante quand ces derniers sont importants (phénomène fluctuant).

$$SMSE = \frac{1}{N} \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2}{\sigma_y \sigma_{\tilde{y}}} \quad \text{Équation VIII-15}$$

VIII.2.1.3 Biais

Les estimateurs de biais, dans leur version normalisée (ou non), sont simples à calculer et interpréter. Ils permettent de vérifier l'existence d'une erreur systématique dans le métamodèle. S'ils n'autorisent pas à hiérarchiser différents métamodèles, ils permettent par contre de scinder ceux-ci en deux catégories, les acceptables et ceux qui ne le sont pas. En effet, un biais moyen trop éloigné de zéro est une condition d'exclusion ; la structure du métamodèle est alors probablement à revoir[187]. L'estimateur du biais s'exprime comme :

$$B = \bar{y} - \bar{\tilde{y}} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i) \quad \text{Équation VIII-16}$$

VIII.2.1.4 Résidus

Les indicateurs des résidus sont multiples. On peut calculer l'erreur absolue moyenne (*MAE* pour Mean Absolute Error) dont la signification est sensiblement la même que celle du *MSE*, à ceci près que sa formulation mathématique le rend moins sensible que ce dernier à quelques valeurs élevés des résidus locaux $|y_i - \tilde{y}_i|$.

$$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |y_i - \tilde{y}_i| \quad \text{Équation VIII-17}$$

A l'opposé, le résidu maximal *MAX* cherche à souligner de l'information locale plus que globale. Il est utile car il donne a priori une bonne estimation de la borne supérieure de l'erreur introduite par le métamodèle. Il est en général utilisé de pair avec un indicateur plus global

pour permettre dans un même temps de juger de la qualité de l'approximation sur tout le domaine d'étude.

$$MAX = \max (|y_i - \tilde{y}_i|) \quad \text{Équation VIII-18}$$

Enfin, nous citerons les *RRM* (biais des résidus relatifs) et *RRE* (résidu relatif en écart type) qui sont utiles lorsque les valeurs de y sont réparties sur une plage couvrant plusieurs ordres de grandeurs ; l'homogénéisation permet de vérifier que le métamodèle est fiable (faible *RRM*) sur l'ensemble du domaine de variation.

$$RRM = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{(y_i - \hat{y}_i)}{y_i} \quad \text{Équation VIII-19}$$

$$RRE = \sqrt{Var \left[\frac{(y - \hat{y})}{y} \right]} \quad \text{Équation VIII-20}$$

VIII.2.1.5 Coefficients de détermination

Initialement introduits dans [188], le coefficient de détermination R^2 est calculé comme suit :

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y} - y_i)^2} \quad \text{Équation VIII-21}$$

C'est un des critères les plus utilisés car on peut le concevoir comme la fraction de variation du véritable modèle expliquée par le métamodèle[120]. Plus cet indice est proche de l'unité plus le métamodèle « passe par les points » ; un interpolateur exact aura un coefficient de détermination toujours égal à un, ce qui le transforme alors en mauvais critère. De façon générale, le R^2 calculé sur la base d'apprentissage ne quantifie pas le pouvoir de prédiction du modèle ; un exemple de statistique en défaut est donné par la figure suivante illustrant la possibilité d'un « sur-apprentissage » (Figure VIII-6).

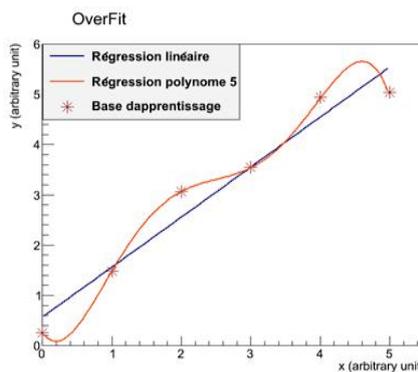


Figure VIII-6 - Exemple de sur-apprentissage d'un métamodèle

Deux régressions sont construites sur la même base d'apprentissage. Le polynôme d'ordre cinq passe par tous les points, mais la prédiction entre ces points est dégradée en comparaison avec la simple régression linéaire. Pourtant le coefficient de détermination tendrait à favoriser le polynôme de degré élevé. C'est pour s'assurer de cette qualité de prédiction que l'on calcule en général ce coefficient sur des points n'appartenant pas à la base d'apprentissage (appelée base

de validation) ; le coefficient ainsi calculé est nommé Q^2 ou coefficient de prédictivité. Il est donné par la relation suivante :

$$Q^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \tilde{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y} - y_i)^2} ; \text{ pour } y_i \notin \text{base d'apprentissage} \quad \text{Équation VIII-22}$$

VIII.2.2 Estimations des critères de qualité

Le paragraphe précédent a souligné l'importance du choix des points sur lesquels les critères de qualité du métamodèle sont évalués ; en effet, leur calcul brut sur la base d'apprentissage peut mener à des estimateurs biaisés. Nous allons passer en revue les différentes méthodes de calcul de ces estimateurs.

VIII.2.2.1 Base de validation indépendante

L'idée est de réserver une partie des estimations faites (ou de les rajouter a posteriori) pour la validation et d'exclure ces données lors de la construction du métamodèle. Ces points alors « inconnus » du métamodèle servent ensuite à estimer son caractère prédictif loin de ses points maîtres. Bien que cette méthode soit peu séduisante, car elle nécessite un surplus coûteux d'estimations, elle est reportée dans plusieurs références [189][190][89] comme celle étant la seule menant à des estimateurs robustes et non biaisés (cf. VIII.2.2.2). Les questions de la taille de cette base et de la position des points la constituant sont primordiales [191] :

- Le problème du nombre de points peut être considéré en prenant en compte des critères de convergence. La Figure VIII-7 illustre une approche graphique, analysant l'évolution du Q^2 en fonction du nombre de points de validation ;
- La position de ces points est cruciale. Il faut s'assurer d'une bonne combinaison avec la base d'apprentissage. En effet, les positions relatives des deux plans est essentielle ; des points trop rapprochés par exemple mèneront certainement à un biais optimiste (corrélation des mesures). La vérification visuelle de la compatibilité des plans n'est efficace que si le nombre de dimensions est réduit. Certaines méthodes plus rigoureuses [87][177] préconisent d'adapter complètement la base de validation à celle d'apprentissage. Par exemple, via des mesures de la discrédance qui cherchent alors à rendre uniforme la distribution de la somme des deux plans d'expériences.

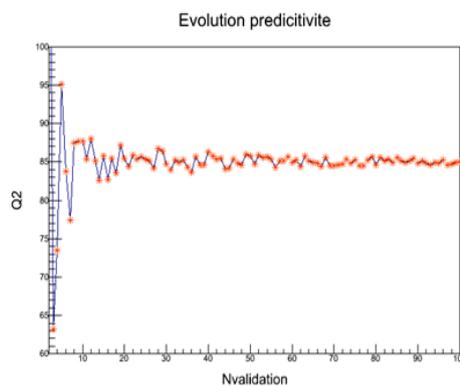


Figure VIII-7 - Evolution et convergence du pouvoir de prédiction Q^2 en fonction du nombre de point de validation

La référence [90] suggère que ce type d'approche impliquant une base de test séparée est la plus robuste et compense le surcoût intrinsèque par une utilisation au besoin de l'information supplémentaire acquise pour améliorer séquentiellement le métamodèle.

VIII.2.2.2 Validation croisée

Le principe de ce type de méthode est d'éviter de recourir à une base de validation séparée potentiellement coûteuse à estimer. Ainsi la validation croisée consiste à scinder en N_{CV} sous-ensembles de taille égale la base d'apprentissage du métamodèle de taille N_{Val} . Chacun de ces sous-ensembles est considéré comme une base de validation ; un métamodèle est construit utilisant les $(N_{CV} - 1)$ sous-ensembles restant. Chacun de ces métamodèles donne une estimation de l'erreur ; les N_{CV} valeurs obtenues sont finalement moyennées [192].

Si $N_{CV} = N_{Val}$ chaque sous ensemble ne contient qu'un seul point et la méthode s'appelle alors « leave-one-out » (ou encore « jack-knife ») [193].

Le coût de cette méthode réside alors dans la construction multiple de métamodèles plutôt que dans l'estimation de nouveaux points de validation.

Si la méthode ne permet pas d'estimer l'incertitude associée des paramètres du métamodèle, elle autorise à estimer la sensibilité des dits paramètres à la base de construction. Une fois les N_{CV} métamodèles construits, l'observation de la distribution d'un paramètre en fonction des combinaisons des sous-ensembles va permettre de conforter ou infirmer la confiance en la valeur de celui-ci.

Cette méthode est très souvent citée dans la littérature du fait de sa simplicité (quelques paramètres seulement [84] [85]), de son caractère universel et peu onéreux, car de façon générale la construction de métamodèle est moins coûteuse que des simulations supplémentaires.

Cependant, plusieurs références pointent ses défauts inhérents [86]. La référence [87] affirme que, dans les cas où la base d'apprentissage a une structure définie rigide (type LHD), les sous-ensembles créés perdront alors cette structure ce qui mènera à des métamodèles moins prédictifs et donc à des estimateurs pessimistes de l'erreur. A l'inverse, les références [88] et [89] indiquent deux situations menant à des estimateurs trop optimistes. C'est pourquoi la référence [90], qui souligne les biais introduits par ces méthodes, préconise de n'utiliser la validation croisée qu'uniquement lors des phases finales de développement du métamodèle afin d'éviter tout biais non détecté.

VIII.2.2.3 Bootstrap

La technique de Bootstrap [194] [119] est une généralisation de la méthode de validation croisée. Elle est applicable lorsque la base de construction initiale est de taille très limitée, ce qui implique alors l'impossibilité de découper cette base en sous-ensembles. Cependant, elle nécessite plus de calculs que la validation croisée et est donc encore plus coûteuse.

Le principe du Bootstrap est celui d'un ré-échantillonnage intensif qui permet d'approcher la distribution d'une quantité d'intérêt, typiquement celle d'un paramètre du métamodèle. L'avantage premier de la reconstruction de la distribution est alors d'associer à la valeur finale du critère un intervalle de confiance statistique.

A partir de la base d'apprentissage initiale de taille N , on va effectuer N_R répliques différentes, chaque réplique étant constituée d'un tirage aléatoire avec remise (un point peut être tiré plusieurs fois) de N points parmi les N points maîtres. Comme il s'agit d'un tirage avec remise, certains de ces points seront omis et constitueront la base de validation. Pour chaque réplique, un métamodèle est construit, ses critères de qualité estimés sur la base de validation, et on peut estimer la distribution des N_R répliques. Cette distribution donne accès à une moyenne pour le critère considéré ainsi qu'à un écart-type, voire à un intervalle de confiance (via le calcul des quantiles associés).

Plus la statistique attendue est fine (quantile à 5%, 1%, etc.) plus le nombre de répliques devra être important pour permettre à la distribution Bootstrap de converger.

Outre le calcul de la validité des métamodèles, cette technique d'inférence statistique est largement utilisée dans des calculs de quantiles de défaillance dans le cadre d'évaluation de marge de sûreté dans le domaine du nucléaire ; par exemple, le calcul de la variation de la

température maximale atteinte lors d'un scénario accidentel dans le benchmark BEMUSE [195][196].

VIII.3 Pertes de charges singulières en pied d'assemblage

Dans un cœur RNR-Na, pour des raisons pratiques, chaque assemblage ne dispose pas de son propre débit ajusté (finement) à sa puissance. La solution retenue est donc de regrouper (physiquement) les assemblages en « zones de débit » : dans chaque zone, tous les assemblages ont le même débit (ce dernier est obtenu à l'aide d'un déprimogène en pied d'assemblage, identique pour tous les assemblages d'une même zone de débit).

Les déprimogènes sont réglés afin d'obtenir une nappe de température homogène dans le collecteur chaud du circuit primaire.

Plus l'assemblage est puissant, plus le débit de sodium le traversant doit être grand pour garder la même variation de température « entrée – sortie » pour tous les assemblages (Équation VIII-23).

$$P_i = \dot{m}_i \cdot \overline{Cp} \cdot \Delta T \quad \text{Équation VIII-23}$$

Avec :

- P_i : la puissance de l'assemblage i .
- \dot{m}_i : le débit massique de sodium traversant l'assemblage i .
- \overline{Cp} : la capacité calorifique moyenne à pression constante du sodium.
- ΔT : la différence de température entre la sortie et l'entrée de l'assemblage.

Il existe, en entrée de chaque assemblage, un dispositif permettant de créer des pertes de charge singulières afin d'imposer le débit de sodium. Dans le code CATHARE, le déprimogène est modélisé **en entrée de chaque dérivation**. Cependant, les valeurs des coefficients de perte de charge singulière en entrée des dérivations sont fixées dans le jeu de données CATHARE.

Pour chaque géométrie créée, il faut donc recalculer ce coefficient de perte de charge singulière en prenant en compte la variation des diamètres hydrauliques et des pertes de charge régulières dans les différentes dérivations, afin de l'intégrer au jeu de données CATHARE.

De plus, étant donné le grand nombre de simulations à lancer, il est nécessaire d'automatiser ce calcul grâce à des scripts écrits en langage C et Python.

Sur la hauteur du faisceau d'aiguilles (c'est-à-dire depuis le vase d'expansion inférieur jusqu'au vase d'expansion supérieur inclus), les pertes de charge régulières sont calculées grâce à la loi de Pontier (Équation VIII-24, Équation VIII-25 et Équation VIII-26):

$$\Delta p_{reg}(l) = \Lambda_0 \frac{l}{D_h} \rho \frac{V^2}{2} f(\alpha) \quad \text{Équation VIII-24}$$

Avec :

$$f(\alpha) = \exp\left(\left[1 + 4,6 \left(\frac{P}{d_{aig}} - 1\right)\right] \tan(\alpha)\right) \quad \text{Équation VIII-25}$$

Et le coefficient de frottement Λ_0 s'écrit :

$$\Lambda_0 = \left(-2 \log_{10} \left(\frac{e}{3,7 D_h} + \left(\frac{6,81}{Re}\right)^{0,9}\right)\right)^{-2} \quad \text{Équation VIII-26}$$

Avec :

- l : la longueur du faisceau d'aiguilles ;
- D_h : le diamètre hydraulique dans le faisceau d'aiguilles.
- ρ : la masse volumique du sodium.
- V : la vitesse du sodium dans le faisceau d'aiguilles.
- P : le pas du réseau d'aiguilles.
- d_{aig} : le diamètre des aiguilles.

- $\tan(\alpha) = \pi \frac{d_{aig}}{h}$.
- h : le pas d'enroulement des fils espaceurs.
- e : la rugosité des aiguilles.

En imposant un coefficient de perte de charge singulière minimal constant en entrée de la dérivation la plus puissante (la dérivation 4 dans la modélisation) et en souhaitant garder une même perte de charge totale pour toutes les dérivation, on peut remonter à la perte de charge singulière que doit satisfaire chaque déprimogène pour assurer une nappe de température homogène en sortie du cœur.

Pour chaque géométrie générée, ce calcul se fait en plusieurs étapes :

1^{ère} étape : En imposant pour toutes les géométries le même débit massique de sodium passant dans la dérivation 4 (et donc en imposant le coefficient de perte de charge singulière en entrée de la dérivation 4), on calcule les pertes de charge régulières dans la dérivation chaude grâce à la loi de Pontier (Équation VIII-24).

2^e étape : La perte de charge singulière en entrée de la dérivation 4 étant imposée (valeur minimale sans déprimogène : $\Delta p_{sing,4} = 50350 Pa$), on peut calculer la **perte de charge totale dans la dérivation 4** (Équation VIII-27) :

$$\Delta p_{tot,4} = \Delta p_{reg,4} + \Delta p_{sing,4} \quad \text{Équation VIII-27}$$

Des pertes de charge existent aussi dans le plenum sodium et dans la protection neutronique supérieure. Cependant, ces dernières sont dix à cent fois inférieures aux pertes de charge dues au réseau d'aiguilles de la dérivation, et sont donc négligées dans l'étude.

3^e étape : L'Équation VIII-28 ci-après est obtenue à partir de l'Équation VIII-23 pour chaque dérivation i (\overline{Cp} et ΔT sont considérés comme invariants d'une dérivation à l'autre) :

$$\frac{P_i}{P_4} = \frac{\dot{m}_i}{\dot{m}_4} \quad \text{Équation VIII-28}$$

La puissance de la dérivation i , P_i , étant imposée constante quelle que soit la géométrie générée, il est alors possible de calculer le débit de sodium pour la dérivation i , \dot{m}_i , permettant de garder un $\Delta T_{(sortie - entrée)}$ pour la dérivation i égal à celui de la dérivation 4.

4^e étape : Connaissant le débit de sodium dans la dérivation i , la perte de charge régulière due au faisceau d'aiguilles, $\Delta p_{reg,i}$, est calculée grâce à la loi de Pontier.

On souhaite garder une même perte de charge totale pour toutes les dérivation. Quelle que soit la dérivation i , l'Équation VIII-29 doit donc être vérifiée.

$$\Delta p_{tot,i} = \Delta p_{tot,4} \quad \text{Équation VIII-29}$$

$$\Delta p_{reg,i} + \Delta p_{sing,i} = \Delta p_{reg,4} + \Delta p_{sing,4} \quad \text{Équation VIII-30}$$

La perte de charge à imposer en entrée de la dérivation i , $\Delta p_{sing,i}$, étant la seule inconnue de l'Équation VIII-30, est alors déterminée.

5^e étape : L'expression de la perte de charge singulière en entrée de la dérivation i (Équation VIII-31) permet de calculer le coefficient $k_{sing,i}$ à introduire dans le jeu de données CATHARE.

$$\Delta p_{sing,i} = \frac{1}{2} \cdot k_{sing,i} \cdot \rho_{Na}(400\text{ °C}) \cdot V^2 \quad \text{Équation VIII-31}$$

Avec :

- V la vitesse du sodium dans la dérivation i ;
- ρ la masse volumique du sodium (prise à 400 °C, i.e. la température en entrée de dérivation en fonctionnement nominal).

Afin de valider ce calcul automatisé des pertes de charges en pied d'assemblage, on compare les valeurs des coefficients de perte de charge obtenues avec celles dans le jeu de données référence. Les résultats sont montrés dans la Table VIII-1 suivante. L'erreur produite est de l'ordre du pourcent, ce qui est très satisfaisant (impact inférieur à un degré sur la température en régime nominal et transitoire).

Numéro de dérivation	1	2	3	4	5	6	7
k_{sing} référence	11,2	7,42	4,85	3,77	34,6	15,7	7,54
k_{sing} calculé	11,08	7,39	4,80	3,77	34,18	15,45	7,48
Erreur relative (%)	1,1	0,5	1,0	0,0	1,2	1,6	0,8

Table VIII-1 – Comparaison des coefficients calculés/référence de perte de charges singulières en pied d'assemblage

La perte de charge cœur étant différente pour chaque géométrie, nous avons également implémenté une routine dans CATHARE, ajustant automatiquement :

- Le débit dans le circuit secondaire pour obtenir une température d'entrée cœur $T_e = 400\text{ °C}$.
- La vitesse de rotation des pompes primaires pour obtenir une élévation de température moyenne dans le cœur $\Delta T = T_s - T_e = 150\text{ °C}$.

		Dériv.1	Dériv.2	Dériv.3	Dériv.4	Dériv.5	Dériv.6	Dériv.7
Géométrie 1	T_e (°C)	400,03	400,03	400,03	400,03	400,03	400,03	400,03
	T_s (°C)	553,60	553,86	554,12	554,23	552,83	553,33	553,79
Géométrie 2	T_e (°C)	400,04	400,04	400,04	400,04	400,04	400,04	400,04
	T_s (°C)	553,62	553,83	554,03	554,12	553,01	553,41	553,78
Géométrie 3	T_e (°C)	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00
	T_s (°C)	553,60	553,95	554,29	554,43	552,59	553,25	553,85
Géométrie 4	T_e (°C)	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00	400,00
	T_s (°C)	553,64	553,89	554,12	554,23	552,93	553,39	553,81
Géométrie 5	T_e (°C)	399,95	399,95	399,95	399,95	399,95	399,95	399,95
	T_s (°C)	553,58	554,07	554,56	554,75	552,15	553,08	553,93

Table VIII-2 – Températures de fonctionnement nominal obtenues pour des géométries de cœur différentes

Il reste alors à vérifier la cohérence de ces coefficients sur des géométries différentes de la référence. Pour des raisons de simplicité, seuls les résultats de cinq configurations générées aléatoirement sont détaillés dans la Table VIII-2 suivante. La température d'entrée obtenue est bien conforme au critère de 400°C. De même, la nappe de température en sortie cœur est bien aplanie (2°C au maximum entre deux zones de débit). L'échauffement global est légèrement supérieur à 150°C ce qui reste cohérent puisque le critère concerne un échauffement moyen du cœur à 150°C, incluant le sodium non chauffé dans l'inter-assemblage (avec un débit recalé à 200kg/s).

VIII.4 Principe de l'optimisation par algorithme évolutionnaire

Les algorithmes évolutionnaires sont un type particulier d'optimiseurs méta-heuristiques. Leur définition est assez large et sous-entend que l'algorithme ne manipule pas les solutions de façon individuelle mais en tant qu'ensemble ou population dont les mécanismes sont inspirés de mécanismes issus du domaine de la biologie d'où ils tirent leur nom.

L'intérêt de cette gestion d'ensemble est a priori double :

- premièrement, il s'agit d'accélérer le processus d'apprentissage de l'algorithme puisque chaque individu au lieu d'être indépendant profite des informations issues des autres individus,
- deuxièmement, l'objectif est alors de capturer le maximum du front de Pareto en une seule instance de l'optimisation.

La description détaillée de ce domaine demanderait une revue dédiée et mènerait au-delà du cadre de ce document. La référence [197] contient de très nombreuses informations détaillées sur ce domaine ; d'autres revues [198] [199] présentent leurs applications pour les optimisations multicritères et on peut trouver des tutoriaux [200] [201] dans la littérature pour se familiariser avec ces concepts.

Un algorithme évolutionnaire classique se présente de la façon suivante (voir la Figure VIII-8 tirée de la référence [197]). Après une étape d'initialisation où plusieurs individus sont générés (souvent de façon aléatoire), deux phases distinctes successives exécutées.

- Une première, où les individus sont classés en fonction de différents critères qui définissent la catégorie d'algorithme considéré. La sélection peut se faire par comparaison aléatoire d'un seul objectif [202], ou encore via une détermination du « rang de Pareto » [203][204], mais aussi via des considérations de diversité / densité de la population afin de s'assurer d'une bonne représentativité finale du front de Pareto [205]. Une fois les individus triés une sélection doit être faite pour définir les individus qui seront utilisés dans les étapes suivantes. Ces solutions sélectionnées sont appelées « parents ».
- Après cette étape de sélection, vient celle de la modification des individus pour créer une autre population nommée « descendance ». Les deux mécanismes typique de modification sont alors la recombinaison : une association aléatoire avec une certaine probabilité des caractéristiques (facteurs) de deux individus ; et la mutation qui est une modification aléatoire des caractères individuels. Cependant, il faut souligner que d'autres approches plus récentes existent, notamment les algorithmes d'évolution différentielle [206][207][208], les algorithmes immunitaires [209][210], ou encore les approches de type « essaim de particules » [211], « colonies de fourmis » [212] ou recuit simulé évolutionnaire [213].

Pour créer la génération suivante, il ne reste plus qu'à choisir des individus parmi la génération en cours et leur descendance. Il s'agit du processus de sélection naturelle, et on peut réitérer les démarches précédentes jusqu'à la convergence, dont la définition varie d'une approche à l'autre (temps de calcul maximum, stagnation de la population ; nombres d'individus non dominés, etc.).

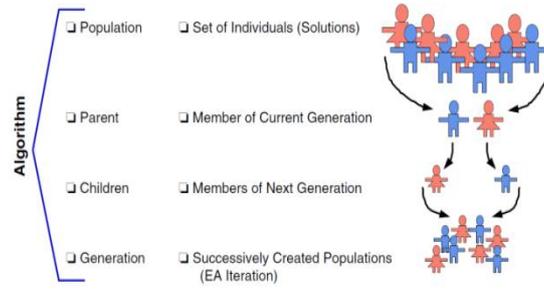


Figure VIII-8 - Principe d'un algorithme évolutionnaire

VIII.5 Soutenance

DE LA RECHERCHE À L'INDUSTRIE



www.cea.fr

SOUTENANCE

**MÉTHODOLOGIE D'OPTIMISATION MULTI-PHYSIQUE ET
MULTICRITÈRE DES RNR-NA – APPLICATION AU CONCEPT CFV**
Olivier FABBRIS – Doctorant

Saied DARDOUR – Encadrant
Patrick BLAISE – Directeur de thèse

Soutenu devant le jury composé de :

Jean-Henry FERRASSE – Rapporteur
Alberto PASANISI – Rapporteur
Charles-Olivier BACRI - Examineur
Daniel HEUER - Examineur
Elsa MERLE-LUCOTTE – Examineur
Manuel SAEZ – Invité


Grenoble INP
ÉCOLE DOCTORALE I-MEP2

09/10/14 – Cadarache - INSTN



PLAN DE LA PRÉSENTATION

- 1) Introduction – Problématique - Méthodologie
- 2) Modèle neutronique
- 3) Modèle thermo-hydraulique
- 4) Optimisation multi-physique et multicritère
- 5) Conclusions - Perspectives

INTRODUCTION

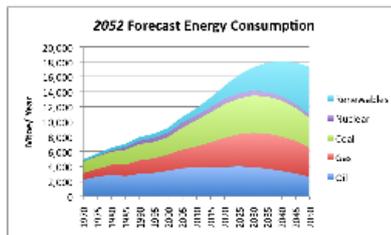
CONTEXTE DE L'ÉTUDE



CONTEXTE – ÉNERGIE DANS LE MONDE ET NUCLÉAIRE

Demande énergétique mondiale en forte augmentation (~20GTep/an en 2050) :

- besoin d'augmenter les moyens de production notamment électriques
- nécessité de réduire au maximum les émissions de gaz à effet de serre



Une des solutions = **Le nucléaire**

Les grands défis du nucléaire :

- > **Déchets** : le nucléaire actuel produit des déchets radioactifs à vie longue (~10000ans après retraitement)
- > **Coût** : la production d'électricité doit être économiquement viable
- > **Durabilité** : avec l'utilisation actuelle de l'uranium, assez de ressources pour quelques centaines d'années seulement
- > **Sûreté** : les conséquences humaines et environnementales peuvent être désastreuses en cas d'accident majeur (Tchernobyl, Fukushima) et donc à exclure

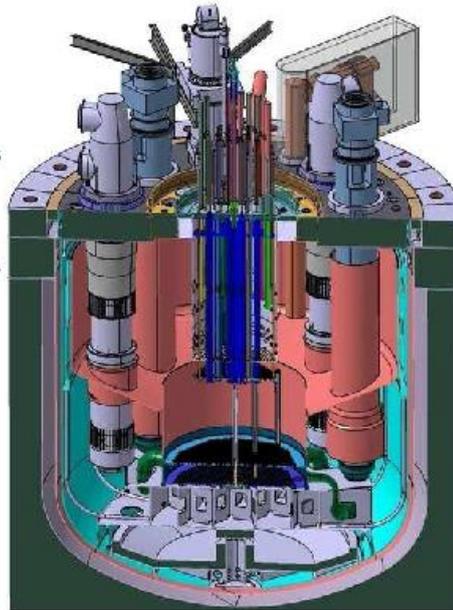
Une réponse possible : les **RNR-Na de génération IV**

RNR = Réacteur à Neutrons Rapides → les neutrons utilisés sont à haute énergie

- **Transmutation** : capable de « brûler » les déchets à vie longue produits (~300ans)
- **Régénération du combustible** : capable de produire de la matière fissile à partir de matière fertile = assez de ressources pour plusieurs milliers d'années
- **Coût et sûreté** sont à maîtriser

En France : Choix des RNR refroidis au sodium (Na)

- Plusieurs avantages concernant la sûreté (systèmes non pressurisés, forte inertie thermique du sodium)
- Expérience de l'exploitation de RNR-Na (Rapsodie, Phénix, SuperPhénix)
- Projet ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration)



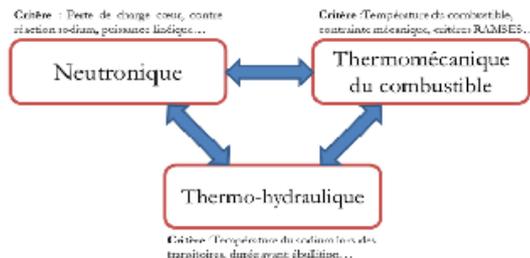
Objectif : démonstrateur technologique

Soutenance 09/10/14 | PAGE 5

Concevoir des réacteurs innovants → **concevoir un cœur = un problème complexe**

- Les paramètres de conception sont très nombreux (plus de 30 rien que pour le cœur)
- Les objectifs sont multiples : durabilité, sûreté, coût, déchets = problème multi-objectif
- Plusieurs domaines de la physique sont couplés : neutronique, thermo-hydraulique, thermomécanique...

L'approche classique : **l'optimisation est faite par domaine**, en utilisant leurs propres critères de performances.



Problèmes :

- Processus itératif → chronophage
- Possibilités d'exploration limitées
- Pas de certitude sur l'optimalité de la configuration obtenue

Soutenance 09/10/14 | PAGE 6

1. METRO (Mathematical Estimation of Transients for Reactor design Orientation)
 - Calculs coefficients de réactivité pour **estimation de la réponse en transitoire**
 - **Pas d'optimisation** – Approche « retro-engineering »
2. FARM (FAst Reactor Methodology)
 - **Optimisation multicritère** RNR-Gaz, cœur et combustible principalement
 - Basée sur des **modèles analytiques/simplifiés**
3. TRIAD (Tool for Reactor optimization Analysis and Design) et SDDS (SHADOC-based Design Development System)
 - Schémas de **calculs complets multi-physiques** (neutronique, thermomécanique, thermo-hydraulique)
 - Basés sur des **outils simplifiés** pour la thermo-hydraulique et des **métamodèles**
 - Nombre de **paramètres de conception considéré limités**

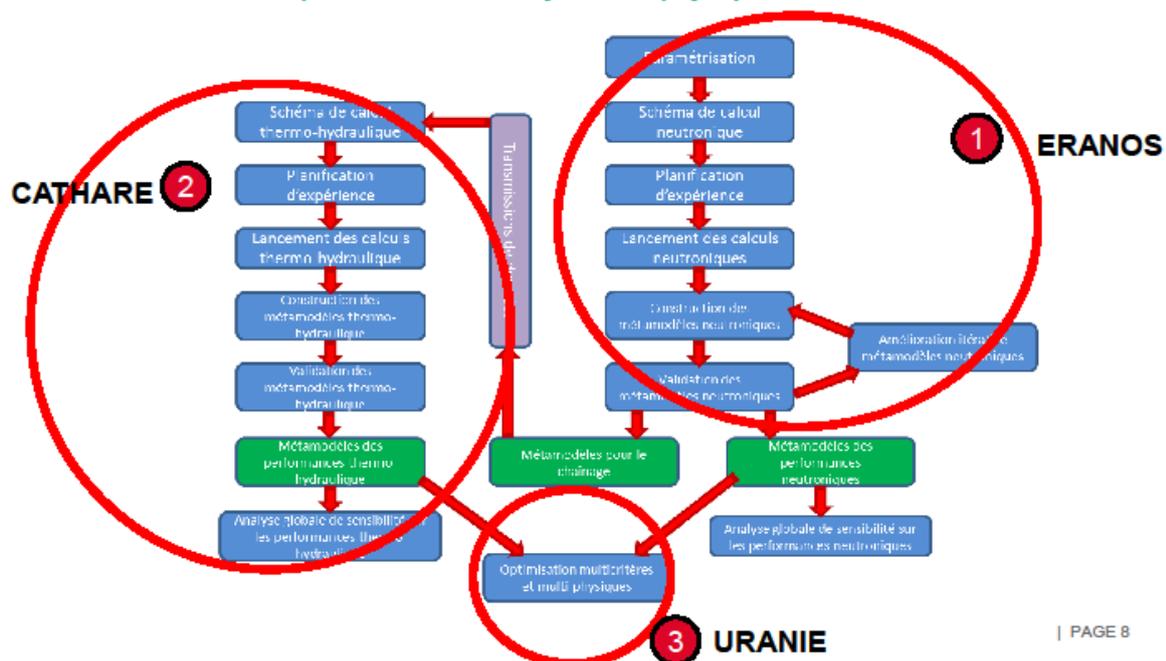
Méthodologie développée dans cette thèse :

- Basée sur les **codes de référence** → résultats les plus proches possibles de ceux de l'approche traditionnelle
- **Grand nombre de paramètres de conception**, leur effet n'est pas supposé connu → méthode exploratoire
- Méthodes spécifiques pour **construction et la validation** de métamodèles
- Optimisation **multi-physique et multicritère** des cœurs

Soutenance 09/10/14 | PAGE 7

Objectif des travaux de thèse : construire une méthodologie pour pallier aux limites de l'approche classique

Proposer un outil d'analyse multi-physique et multicritère



| PAGE 8

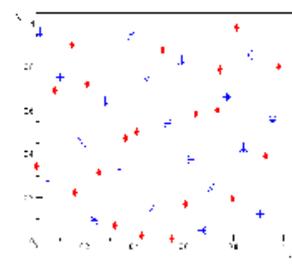
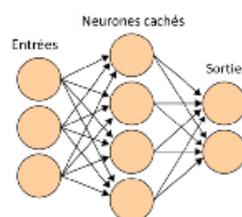
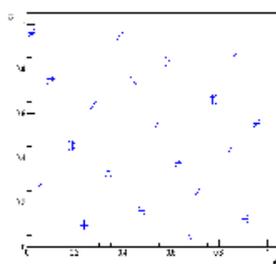
Performances à optimiser:

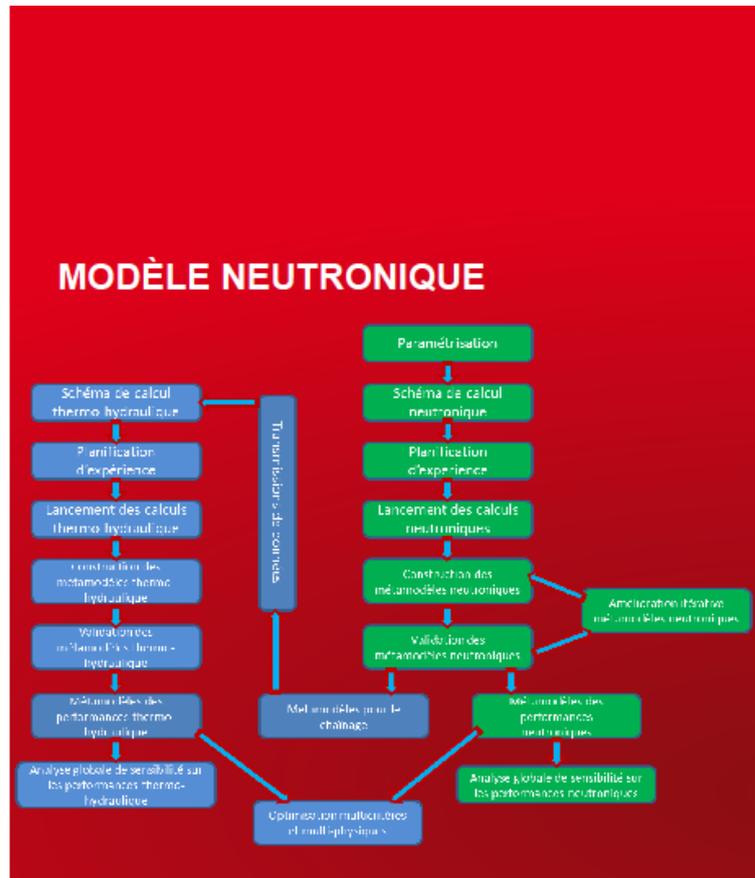
1. **Inventaire Plutonium en début de vie** = La quantité de Plutonium nécessaire pour permettre la divergence : **A minimiser** → **COUT/DURABILITE**
2. **Production d'actinide mineurs (AM) par JEPP** (jour équivalent pleine puissance) = Ces déchets de haute activité à vie longue sont produits par capture neutronique sur les noyaux lourds du combustible. **A minimiser** → **DURABILITE**
3. **Gain de régénération** = Quantifie la production nette de Plutonium lors de l'irradiation. **A maximiser** → **DURABILITE, COUT**
4. **Perte de réactivité en cycle** = En cours d'irradiation, le combustible s'épuise, les barres de contrôle doivent être relevées pour compenser cette perte : **A rapprocher de zéro.** → **SURETE**
5. **Puissance linéique maximale** = Permet d'estimer la marge à la fusion du combustible en régime nominal. **A minimiser** → **SURETE**
6. **Domages maximaux sur la gaine** = déplacements par atome (dpa) sur la gaine acier du combustible, responsable de la fragilisation de cette structure. **A minimiser** → **SURETE**
7. **Contre réaction Sodium** = Augmentation de la température, entraîne une dilatation du sodium qui va modifier la réactivité du cœur. **A minimiser** → **ACCEPTABILITE, SURETE**
8. **Température maximale en transitoires non protégés ULOF/PP, ULOF/MdTG, ULOHS.** **A minimiser** → **SURETE**

Stratégie pour la préconception : **Construire des métamodèles**

- des **modèles de régression** se substituant aux codes références
- fonction mathématique **reproduisant les variations des performances**
- méthodologie de construction identique pour toutes les physiques

1. Échantillonnage optimisé du domaine d'étude → Plan d'expérience *Latin Hypercube Design*
Appel en nombre limité du vrai modèle → **Peu coûteux**
2. Construction du métamodèle → réseaux de neurones artificiels
Temps d'appel d'un métamodèle ~0.01s → **Rapide d'exécution**
3. Validation du métamodèle → base de données indépendante et amélioration séquentielle des métamodèles

Maîtrise du biais → **Robuste**



cea **NEUTRONIQUE – SCHÉMA DE CALCUL**

Objectif : Construire un schéma de calcul capable de simuler le comportement d'un cœur CFV et compatible avec la démarche d'optimisation.

- Temps de calculs réduits (calcul référence ~48h)
- Automatisable (calcul référence demande des optimisations manuelles)

Plusieurs **hypothèses** sont faites afin de simplifier le schéma référence :

- Nombre d'assemblage fixes
- Contre-réactions neutroniques calculées en théorie de la diffusion
- Calcul de flux en théorie du transport
- Cycle à l'équilibre etc.

VALIDATION

Écarts benchmark	Unités	CFV-v0	CFV-v1	CFV-v2	Incertitudes références
Inventaire Plutonium	kg	98	68	60	N/A
Gain de régénération	-	0.004	0.002	0.002	0.05
Production actinides mineurs	%	15	5	4	15
Perte de réactivité	pcm	75	10	20	>300
Puissance linéique maximale	W/cm	38	48	42	>30
Dose maximale	DPA	2	2	3	15
Contre réaction Sodium	%	20	19	5	20

Comparaison du modèle sur les trois benchmarks disponibles

Erreur produite **inférieure ou sensiblement égale aux incertitudes référence**

Temps de calcul ~6h

- Base d'apprentissage des métamodèles : 3000 configurations calculées
- Base de validation : 3000 autres configurations : calcul pouvoir de prédiction $Q^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^N (\bar{y} - y_i)^2}$

Temps total de calcul ~2 semaines

Réponse modélisée	Pouvoir de prédiction (%)	Erreur maximale prédiction	Erreur maximale schéma calcul / Incertitude référence
Inventaire plutonium	99	75 kg	68 kg
Perte de réactivité	99	400 pcm	300 pcm
Gain de régénération	99	0.02	0.05
Production effective d'actinides mineurs	99	0.005 kg/JEPP	0.007 kg/JEPP
Dose maximale	97	6 DPA	15 DPA
Puissance linéique maximale	96	30 W/cm	48 W/cm
Coefficient de contre-réaction sodium	94	18 %	20 %

Les pouvoirs de prédiction calculés sont >94%

Les erreurs maximales calculées sont équivalentes ou inférieures aux erreurs de modèle

- La méthode construction séquentielle des métamodèles permet leur amélioration significative
- Reste limitée aux capacités intrinsèques du métamodèle : le métamodèle de la contre-réaction sodium n'a pas pu être amélioré suffisamment

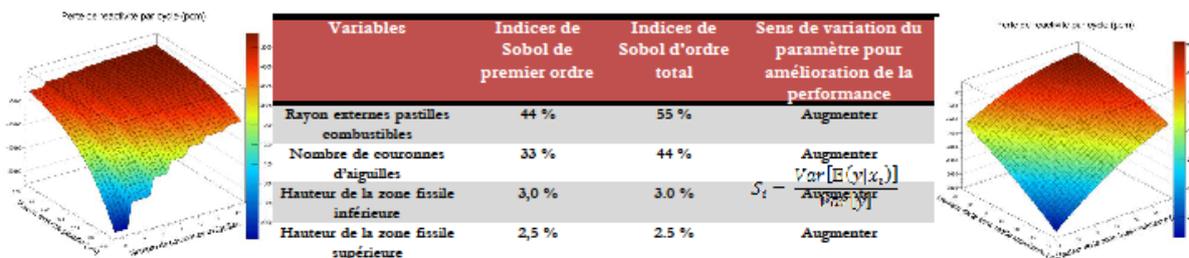
Les métamodèles construits permettent d'analyser la variance des performances en fonction des paramètres de conception

Analyse globale de sensibilité

Indices de Sobol de 1^{er} ordre $S_i = \frac{Var[E(y|x_i)]}{Var[y]}$ et d'ordre total $S_{Ti} = 1 - \frac{Var_{x_{-i}}[E(y|x_{-i})]}{Var[y]}$

Identification et hiérarchisation des paramètres de conception influents sur chacune des performances

Aide à la préconception



- Plus petit nombre d'aiguilles par assemblage (169 vs 217) → Entreplat assemblage 15.6cm (vs. 17.5)
- Dilution d'actinides mineurs dans le combustible (3,5%)
- Hauteur fertile augmentée (27,5cm vs 20cm) , hauteur fissile réduite → Hauteur combustible égale
- Rapport d'enrichissement interne/externe réduit

Performances neutroniques	Unités	Valeurs configuration durable	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	4300	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.181	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1800	-1500
Puissance linéique max	W/cm	585	480
Dose max	DPA	145	120
Gain de régénération	-	0.04	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.181	0.092

Exemple de configuration – Profil « durable »

Importante notion sur le « compromis » : on a *amélioré* certaines performances en *dégradant* certaines autres

"Surrogates based multi-criteria predesign methodology of Sodium-cooled Fast Reactor cores – Application to CFV-like cores" Fabbris et al., Nuclear Engineering and Design. 2014 – A paraitre

| PAGE 17

On a construit des métamodèles capables de représenter :

- les performances du cœur
- des estimateurs de sûreté

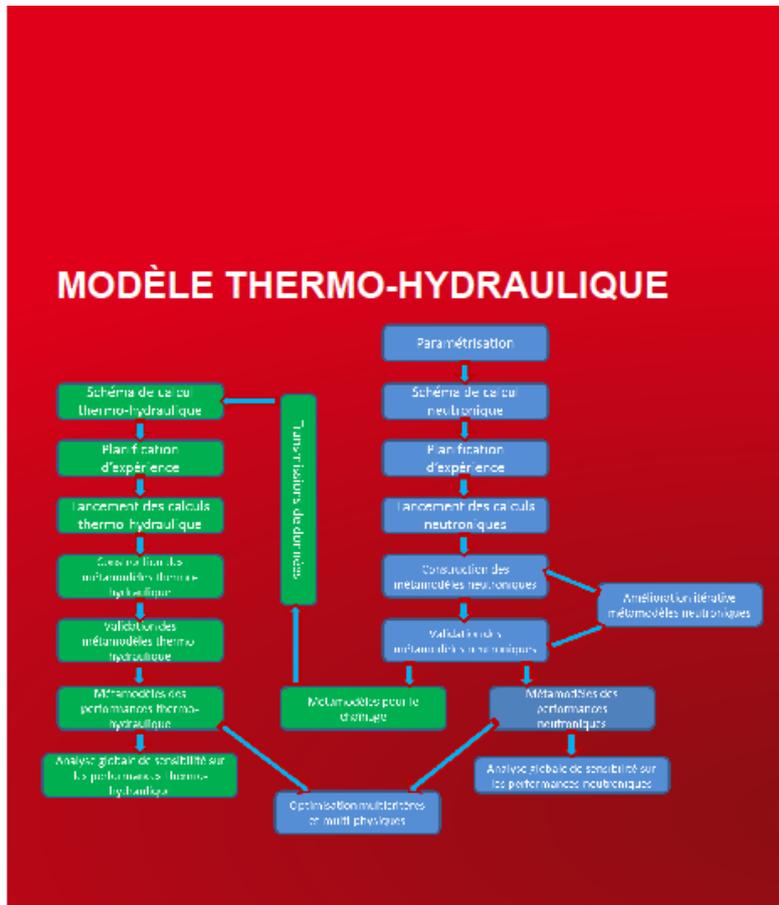
Sur un modèle 3D, avec une précision ~95%

On peut utiliser ces métamodèles pour :

- Explorer le domaine d'étude
- Identifier les variables influentes sur les performances
- Estimer rapidement les caractéristiques de nouvelles configurations

Qu'en est-il si on s'intéresse à d'autres domaines de la physique ?

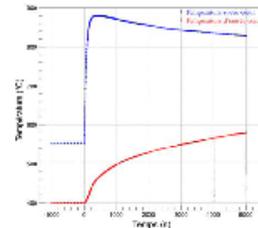
On veut traiter le cas des transitoires thermo-hydrauliques : **comment prendre en compte le comportement du cœur dans la démarche de préconception ?**



cea THERMO-HYDRAULIQUE – TRANSITOIRES NON PROTÉGÉS

Trois scénarios accidentels ont été étudiés :

- ULOF/MdTG : Manque de Tension Généralisé
- ULOF/PP: Unprotected Loss Of Flow – Pompes Primaires
- ULOHS : Unprotected Loss Of Heat Sink



Hypothèses communes :

- Pas de chute des barres absorbantes = pas d'anti réactivité insérée dans le cœur.
- Pompes primaires avec un temps de demi-débit de 30s
- Débit dans le circuit secondaire divisé par 2 en ~12s
- Les critères de température sont considérés avant 1800s (30 min), durée de référence entre l'évènement initiateur et l'intervention d'un opérateur.
- **Le critère considéré pour chaque accident est la température maximale atteinte en sortie du cœur.**

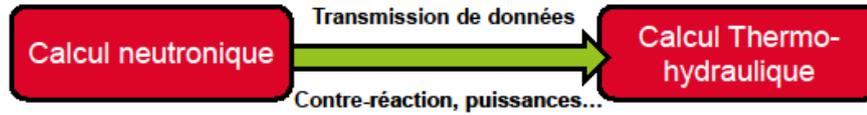
Problématique :

- CATHARE calcule la puissance du cœur via un modèle de cinétique point alimenté par ERANOS
- La modification du cœur implique des changements dans ses caractéristiques neutroniques (contre-réactions et puissances) qui vont impacter la réponse en transitoire.
- La contrainte principale d'un calcul complet CATHARE est la transmission de ces données neutroniques.

THERMO-HYDRAULIQUE – CHAINAGE MÉTAMODÈLES

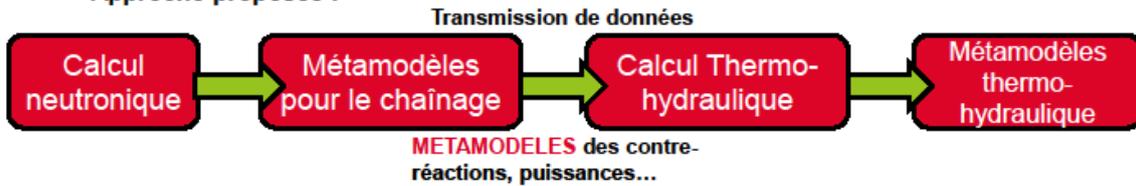
Problématique : Sensibilité de la réponse thermo-hydraulique aux données neutroniques du cœur

Approche classique :



- Un calcul neutronique est nécessaire pour chaque calcul thermo-hydraulique → COUTEUX
- Faible utilisation des bases de données construites précédemment

Approche proposée :



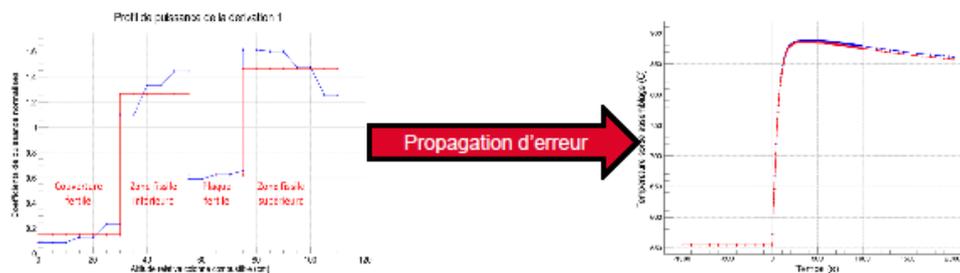
- Un grand nombre de calculs thermo-hydraulique de transitoire est possible
- Il faut **LIMITER** le volume de données à transmettre (un métamodèle doit être construit pour chaque donnée)

THERMO-HYDRAULIQUE – SIMPLIFICATION MODÈLE

Problématique : il faut limiter le volume de données à transmettre (= dégrader le modèle de référence) sans dégrader la qualité des résultats.

Simplification de la représentation des puissances et contre-réactions dans CATHARE

Réduction du volume de données par un **facteur 7**



Validation sur le transitoire de référence (ULOF/MdTG) : erreur produite de **quelques degrés**

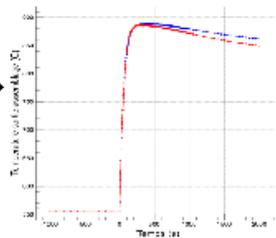
THERMO-HYDRAULIQUE – CONSTRUCTION MÉTAMODÈLES DE CHAINAGE

Il faut créer une famille de métamodèles capables de représenter chacun des paramètres du chaînage implémenté.

Groupe de métamodèles	Nombre de métamodèles	Q ² moy	Q ² min	Q ² max
Puissance	22	98.8	98.2	99.6
Doppler	17	97.5	95.7	98.9
Dilatation combustible	17	98.1	97.5	99.2
Dilatation sodium	31	93.0	91.1	97.3
Dilatation axiale gaine	7	95.7	93.8	97.5
Dilatation axiale TH	7	94.8	92.4	97.1
Dilatation sommier	1	97.1	97.1	97.1
Béta effectif	8	98.9	98.5	99.1
Poids des barres absorbantes	1	97.4	97.4	97.4

Sur la centaine de métamodèles créés l'essentiel ont des pouvoirs de prédiction très satisfaisant ~95%

Propagation d'erreur



Propagation de l'erreur sur le transitoire de référence donne des écarts produits << incertitude de référence (880°C ± 70°C)

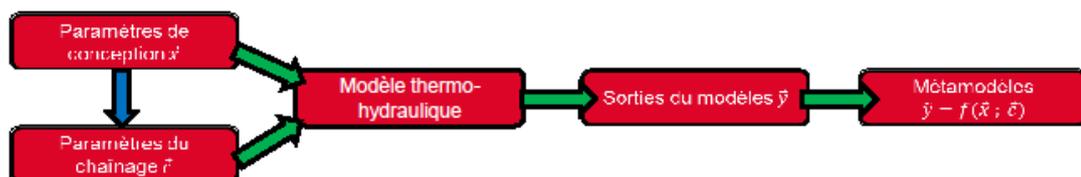
THERMO-HYDRAULIQUE – MÉTAMODÈLES RÉPONSES DU CŒUR EN TRANSITOIRE

Méthodologie similaire à celle utilisée pour la neutronique : construction de bases de données puis de réseaux de neurones.

On veut construire des métamodèles représentant les températures maximales atteintes par le sodium en transitoires non protégés

Problème : le chaînage basé sur les métamodèles propage leurs erreurs → difficile de construire un réseau de neurones prédictif.

Solution proposée : Utiliser l'information des paramètres de chaînage dans la construction des métamodèles

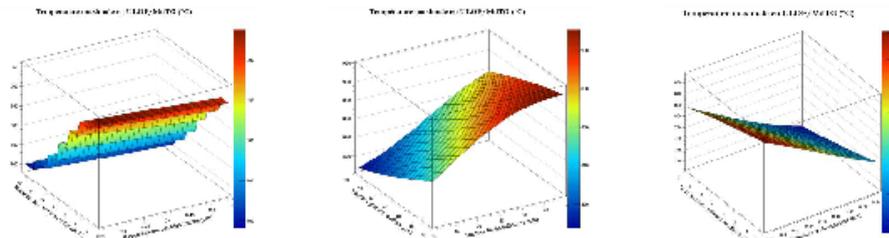


Résultats des métamodèles construits

Réponse modélisée	Unité	Q^2 (%)	MAX	Incertitude schéma référence
Température maximale ULOF/MdTG $T_{max}^{ULO\text{F}/MdTG}$	°C	94	70	880±70
Température maximale ULOF/PP $T_{max}^{ULO\text{F}/PP}$	°C	90	80	905±70
Température maximale ULOHS T_{max}^{ULOHS}	°C	95	80	705±70

Pouvoirs de prédiction obtenus satisfaisants, erreur maximale commise ~ incertitude référence (70°C)

Analyses globales de sensibilité possibles sur ces trois températures.



Influences des paramètres de conception sur la température maximale en ULOF/MdTG

- Plus grand nombre d'aiguilles par assemblage (397 vs 217)
- Dilution d'actinides mineurs dans le combustible (3%)
- Hauteur fissile réduite
- Hauteur plénum augmentée
- Plus grand fil espaceur

Performances neutroniques	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Inventaire plutonium	kg	5160	4900
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	-0.084	0.044
Perte de réactivité	pcm	-1900	-1500
Puissance linéique max	W/cm	340	480
Dose max	DPA	125	120
Gain de régénération	-	0.00	-0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	-0.037	0.092
Réponses en transitoires	Unités	Valeurs prédites par métamodèles	Performances référence
Tmax ULOF/MdTG	°C	700	880
Tmax ULOF/PP	°C	820	920
Tmax ULOHS	°C	650	705

Fortes améliorations possibles sur le comportement en transitoire
Mais dégradation d'autres performances

Un chaînage neutronique et thermo-hydraulique a été réalisé :

- Sur la base de calculs avec les codes de référence (ERANOS-CATHARE)
- Utilisant une modélisation simplifiée du cœur dans CATHARE
- Basé sur des métamodèles représentant les données à transmettre d'un code à l'autre

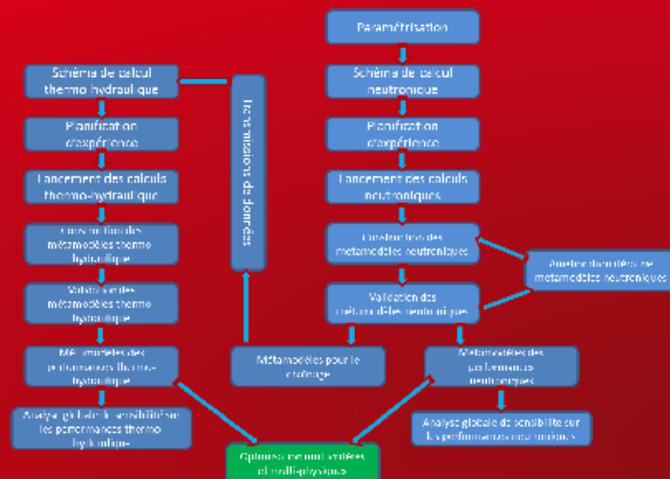
La validation sur le transitoire référence démontre la qualité de la représentation

Ce chaînage a permis :

- La construction de bases de données et de métamodèles représentant les températures dimensionnantes lors de trois transitoires de référence
- L'identification des paramètres influents, en prenant en compte les effets des deux physiques
- La proposition de configurations améliorant le comportement naturel du cœur

Comment s'assurer de trouver les meilleures configurations ?

OPTIMISATION MULTICRITÈRE ET MULTI-PHYSIQUE

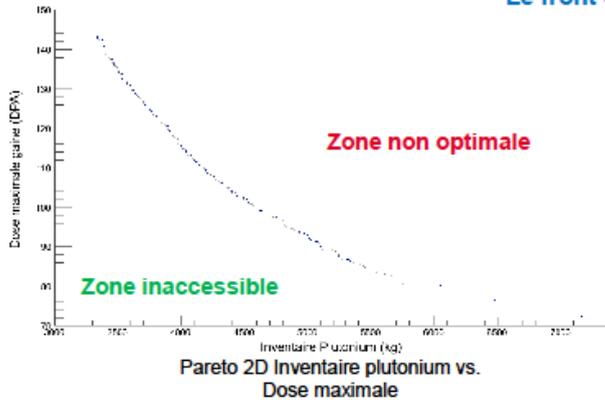


OPTIMISATION MULTICRITÈRE - DÉFINITION

Optimisation standard « **monocritère** » = on cherche **UNE** configuration présentant **UNE** performance améliorée

Optimisation **multicritère** = il n'existe de configuration optimale dans **TOUTES** les performances. Il existe un **ENSEMBLE** de configurations optimales.

Le front de Pareto



On ne peut améliorer une performance sans en dégrader au moins une autre

Une configuration = Un compromis entre les différentes performances

Objectif : Capturer **tout le front de Pareto** dans l'espace des performances 10D
Possible grâce aux métamodèles et des algorithmes génétiques (URANIE)

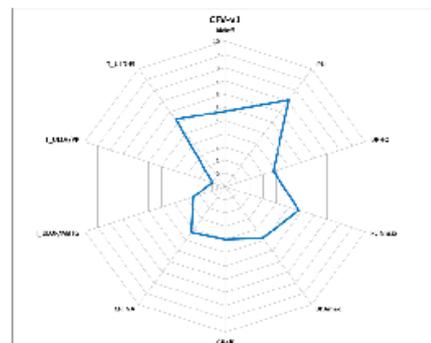
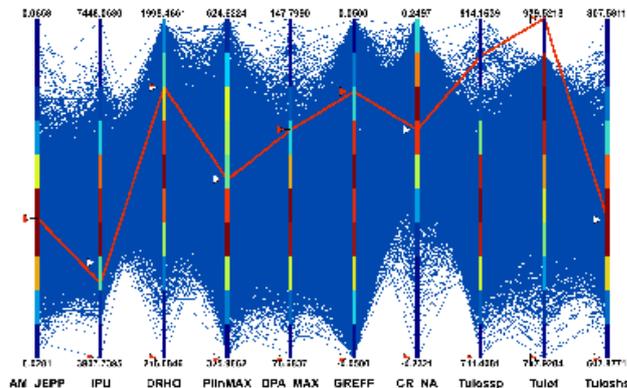
OPTIMISATION – COMPARAISON RÉFÉRENCE

Afin de comparer les résultats d'optimisation avec ceux de la référence, on restreint le domaine :

1. Restriction du domaine d'étude : seuls les paramètres considérés dans la conception de la référence sont inclus (pas de dilution d'actinides mineurs, pas d'hétérogénéités supplémentaires)
2. Les variations des performances sont bornées : les configurations irréalistes sont écartées

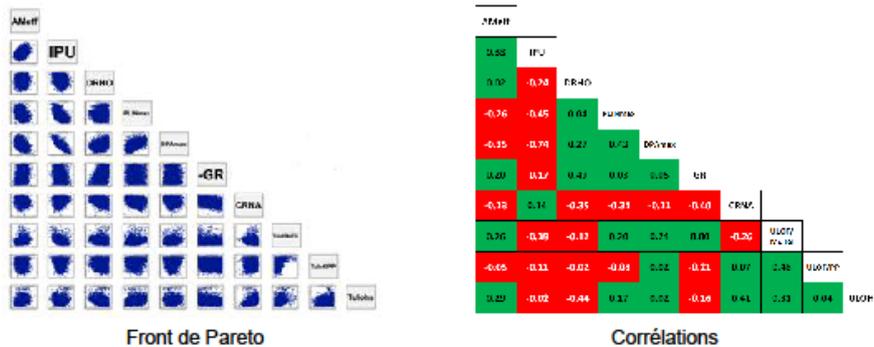
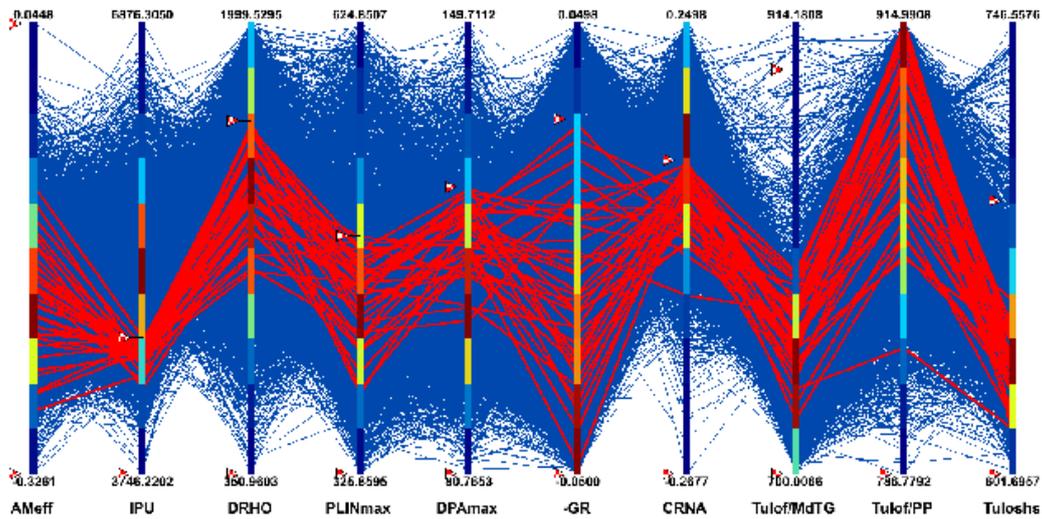
5000 configurations optimales sont obtenues

La référence (CFV-v1) est prouvée **optimale** !

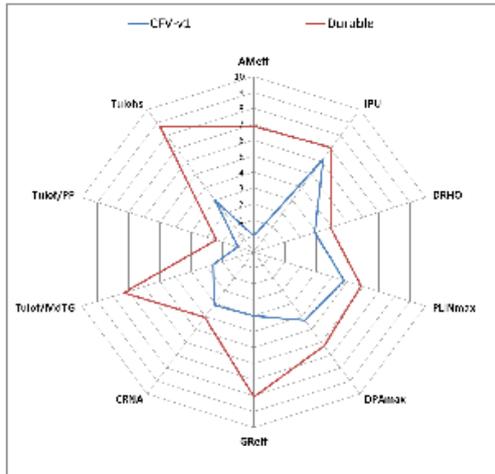


En considérant l'ensemble du domaine d'étude, les degrés de liberté supplémentaires permettent de trouver des configurations améliorant simultanément **toutes les performances** de la référence.

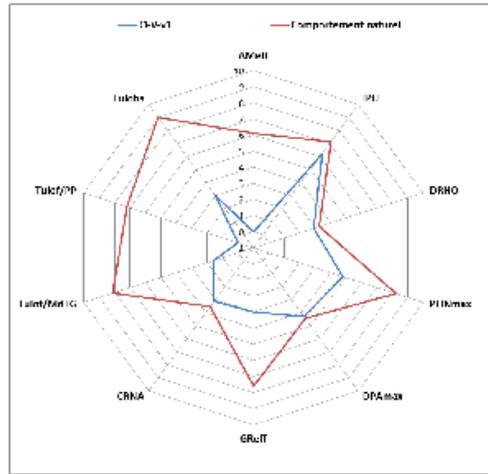
Il revient aux concepteurs le choix des **critères de décision**, de la **hiérarchisation des performances**



- Les **corrélations** entre les **températures** des 3 transitoires considérés sont globalement **positives**. On peut a priori concevoir un cœur améliorant les marges de sûreté pour ces trois scénarios.
- Le coefficient de **contre-réaction sodium n'est pas un estimateur de sûreté pertinent** pour les trois transitoires considérés.
- La **dilution d'actinides mineurs** dans le combustible est compatible avec un **bon comportement naturel** en transitoire.
- On montre que l'accident **ULOF/PP est le transitoire dimensionnant** sur le front de Pareto



Configuration « durable »



Configuration « comportement naturel »

L'objectif de la méthode est de produire un ensemble de configurations, **toutes optimales** au sens de Pareto

Aide à la préconception : les concepteurs peuvent choisir parmi celles-ci, celles qui correspondent le mieux aux objectifs du projet

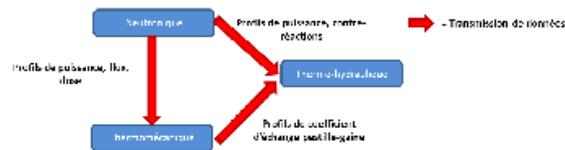
CONCLUSIONS - PERSPECTIVES

Conclusions :

- Développement d'une méthodologie d'aide à la préconception du cœur
- Prise en compte des effets chaînés neutroniques et thermo-hydrauliques
- Basée sur la construction de métamodèles pour représenter : les performances du cœur, les paramètres de chaînage, et la réponse en transitoire non protégés
- Des analyses de sensibilité ont permis d'identifier les paramètres influents
- Identification et validation de configurations optimales

Perspectives :

- Prise en compte d'autres physiques, notamment la thermomécanique du combustible



- Etudes portées sur d'autres concepts de cœurs (homogène, CADOR...)
- Raffinement des schémas de calculs
- Intégration de paramètres de conception concernant la chaudière
- Prise en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation

Soutenance 09/10/14 | PAGE 35

Merci de votre attention

1. Recherche d'enrichissement itérative → Modèle 3D en théorie de la diffusion

$$\frac{1}{v} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial t}(\vec{r}; t) - \vec{\nabla} \cdot \vec{j}(\vec{r}; t) - \Sigma_a \Phi(\vec{r}; t) + S(\vec{r}; t)$$

2. Calcul des sections efficaces en cellule homogène

$$u_g = \frac{\int_{\text{CC}} \Sigma_g \phi(V) dV}{\int_{\text{CC}} \Sigma_g \phi(V) dV}$$

3. Calcul du cycle à l'équilibre → Modèle 3D en théorie du transport

$$B_{\text{eff}} = \frac{1}{n} [n \cdot b + 1 \cdot b + \dots + (n-1) \cdot b] = \frac{(n-1)b}{2} = \frac{(n-1)B}{2n}$$

$$B_{\text{eff}} = \frac{1}{n} [1 \cdot b + 2 \cdot b + \dots + n \cdot b] = \frac{(n+1)b}{2} = \frac{(n+1)B}{2n}$$

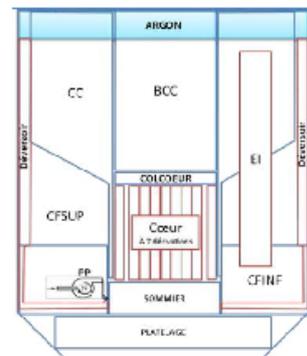
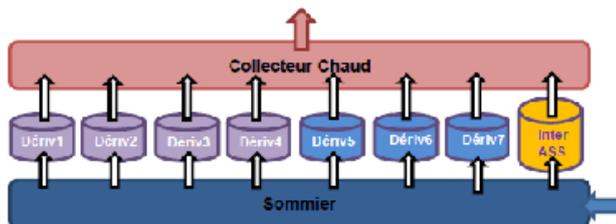
4. Calcul des contre réactions en modèle 3D en théorie de la diffusion

$$K_D = \frac{\rho_{\text{ref}} + \Delta \rho}{\ln \left(\frac{T_0 + \Delta T}{T_0} \right)} \quad \sigma_{\text{moderation}} = \left(\sqrt{\frac{1}{0.99} - 1} \right) * \sigma_{\text{moderation}}$$

Pour prendre en compte au mieux le comportement thermo-hydraulique : On modélise le cœur ET le circuit primaire de référence du réacteur ASTRID dans le code CATHARE

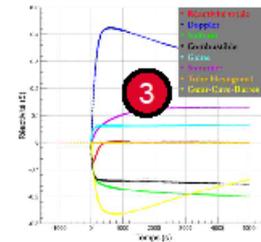
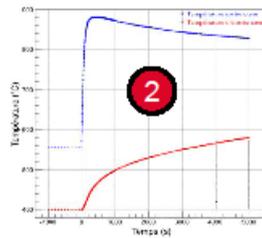
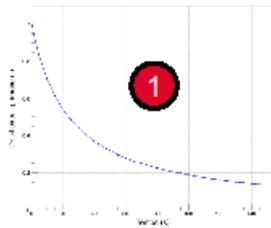
- Quatre échangeurs intermédiaires ;
- Trois pompes primaires mécaniques ;
- Quatre échangeurs d'évacuation de la puissance résiduelle (EPuR), et un système EPuR à travers la cuve principale.

Modèle construit à partir d'élément axiaux 1D (ex : les assemblages) et de volume 0D
 Evolution de la puissance en transitoire est calculée via un modèle de cinétique neutronique alimenté par des données issues d'ERANOS (contre réactions, puissances...)



Scénario a priori le plus pénalisant, la perte totale des alimentations électriques :

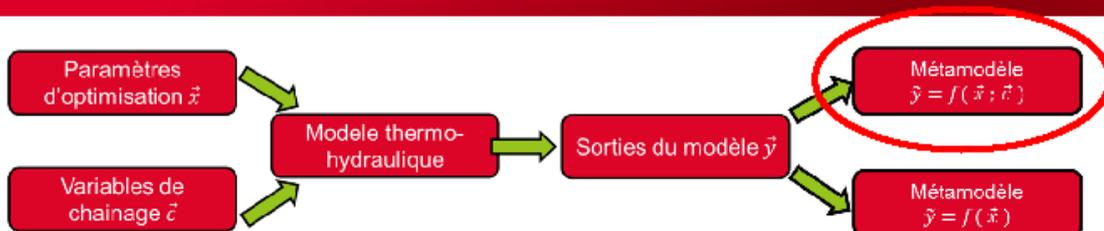
1. Arrêt simultané des pompes des circuits primaire et secondaire
2. La perte de refroidissement entraîne une rapide montée en température du sodium dans le cœur



3. Les contre-réaction neutroniques (= modification de la réactivité du cœur lors de changement de températures) vont étouffer la puissance du cœur. La température du sodium diminue lentement.

La température du sodium liquide passe par un pic = la **température dimensionnante** pour ce transitoire

Cette température est un **estimateur du comportement naturel** du cœur en transitoire

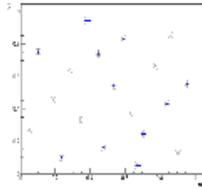


Principe : A partir des bases de données de construction et validation des métamodèles, on normalise les facteurs d'entrées ainsi que les réponses.

Les coefficients de la régression linéaires donnent l'information sur quels paramètres sont statistiquement représentatifs.

Ces paramètres constitueront le vecteur $\overline{c(x)}$ de chainage considéré pour la construction du métamodèle.

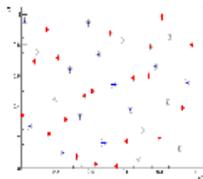
1. Construction d'une base d'apprentissage pour les métamodèles : pas de connaissances sur la réponse de la fonction → Couvrir au mieux l'espace d'étude



Minimisation de la discrédance par algorithme de recuit simulé

$$W^2 = \left(\frac{4}{3}\right)^d + \frac{1}{N^2 \sum_{j=1}^N \prod_{k=1}^d \left[\frac{3}{2} + \left| x_k^j - x_k^i \right| \cdot \left(1 - \frac{x_k^j - x_k^i}{2} \right) \right]}$$

2. Construction d'une base de validation pour calculer la qualité des métamodèles



Recherche des points les plus éloignés de la base de construction → estimation non biaisée des critères de qualité

3. Evolution séquentielle des bases de données pour l'amélioration des métamodèles

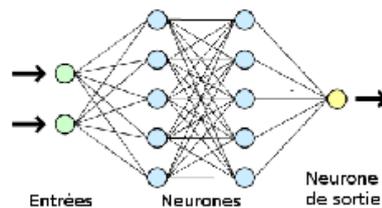
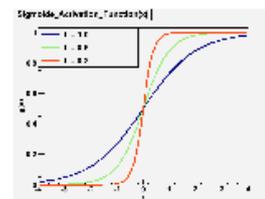


Soutenance 09/10/14 | PAGE 41

- Réseaux de neurones = **Modèles de régression** paramétriques

1 neurone = 1 fonction d'activation $y(x) = g\left(\sum_{i=1}^d w_i x_i + \beta\right)$

- Réseau de neurone = **architecture** figée de plusieurs neurones



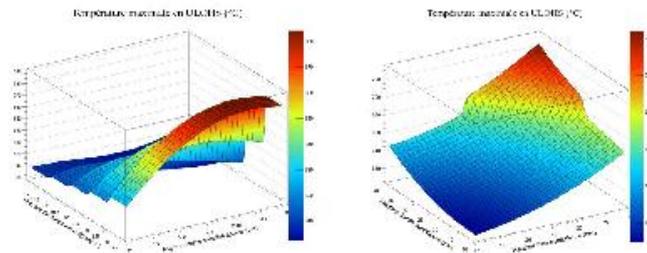
- Calcul des valeurs des paramètres par **algorithme de rétro-propagation** (minimisation de l'erreur quadratique sur la sortie)

$$E = \sum_{n=1}^N (y_n - \hat{y}_n)^2$$

Avantages des réseaux de neurones :

- Peu d'a priori sur la réponse à modéliser (monotonie, nombre de variables influentes...)
- Théoriquement des interpolateurs universels
- Conceptuellement simples et rapides à construire

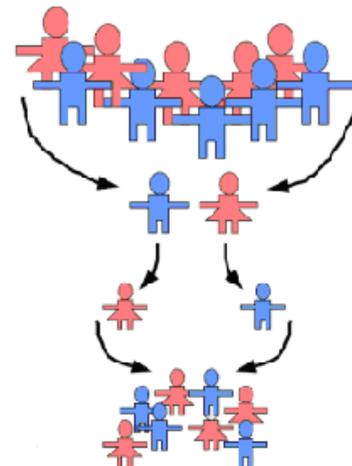
Variabiles	Indices de Sobol de premier ordre (%)	Indices de Sobol d'ordre total (%)	Sens de variation du paramètre pour amélioration de la performance
Nombre de couronnes d'aiguilles	36	55	Augmenter
Rayon externes pastilles	17	29	Augmenter
Hauteur fissile inférieure	12	15	Diminuer
Hauteur fissile supérieure	8.3	10	Diminuer
Hauteur plaque fertile interne	2.0	4.2	Diminuer



Calcul des indices de premier ordre : Méthode de Saltelli (2002)

Calcul des indices d'ordre totaux : Méthode de Sobol (2007)

1. Tirage aléatoire des configuration initiales
2. Classement/sélection des configurations en fonctions de leur optimalité (**parents**)
3. Génération de nouvelles configurations (**enfants**), par mutation aléatoire, cross-over...
4. Obtention d'une nouvelle population (génération suivante)
→ retour étape 2



Avantages des algorithmes évolutionnaires :

- Accélère le processus d'optimisation (apprentissage simultané)
- Capture le front de Pareto en une instance d'optimisation
- Intégration des préférences **a posteriori**

Dans URANIE – Module VIZIR (algorithme génétique par îlots hétérogènes)

CONTRAINTES D'OPTIMISATION

Contraintes de conceptions retenues

1. Taux de dommages maximum sur la gaine = 150 dpa , au-delà trop grand risque de rupture de gaine
2. Perte de réactivité limitée à 2000 pcm sur la durée du cycle.
3. Valeur absolue du gain de régénération < 0,05
4. Puissance linéique maximale inférieure à 625 W/cm → Risque de fusion
5. Puissance linéique maximale supérieure à 325 W/cm → Problème de sûreté car le combustible ne se lie pas à la gaine
6. Entreplat de l'assemblage combustible < 20 cm (cœur trop imposant sinon)
7. Contre réaction Sodium globale inférieure à 0,25 pcm/°C
8. Le rapport $\frac{\text{Diamètre Pastille}}{\text{Epaisseur de la gaine}} < 8\%$ pour limiter la contrainte mécanique sur la gaine (critère RAMSES)
9. Marge à l'ébullition comprise entre 0°C (début de l'ébullition) et 300° (domaine de validité du métamodèle)

Soutenance 09/10/14 | PAGE 45

VALIDATION DE CONFIGURATIONS OPTIMALES

On sélectionne une **sous population** (200 parmi 5000) optimale statistiquement représentative (corrélations proches) du front de Pareto.

Une **chaîne de calcul complète** (sans métamodèles) est lancée pour chacune de ces configuration

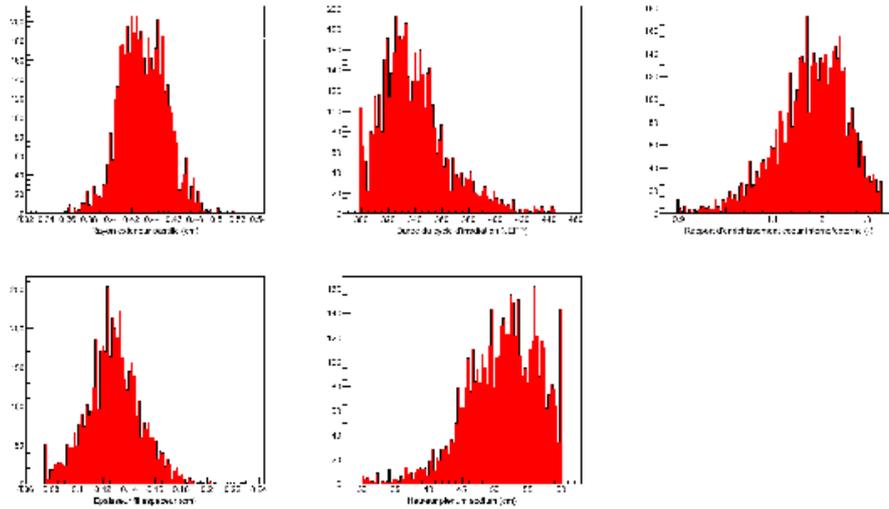
Performance	Unité	Ecart maximal après validation dans zone optimale	Incertitude des calculs référence	Ecart MAX calculé sur tout le domaine d'étude
Inventaire plutonium	kg	70	n/a	75
Production d'actinides mineurs	kg/JEPP	0.005	0.007	0.005
Perte de réactivité	Pcm	150	>300	400
Puissance linéique max	W/cm	20	>30	37
Dose max	DPA	5	15	6
Gain de régénération	-	0.01	0.05	0.02
Contre-réaction sodium	pcm/°C	0.01	0.02	
Tmax ULOF/MdTG	°C	90	>70	70
Tmax ULOF/PP	°C	50	>70	80
Tmax ULOHS	°C	60	>70	80

Soutenance 09/10/14 | PAGE 46



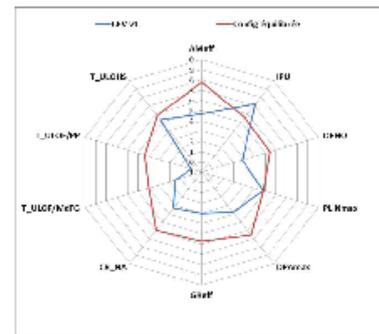
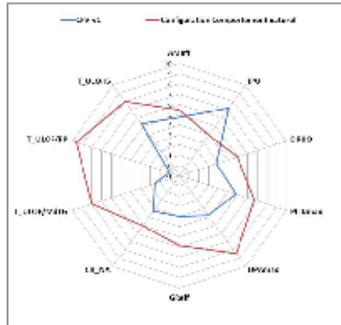
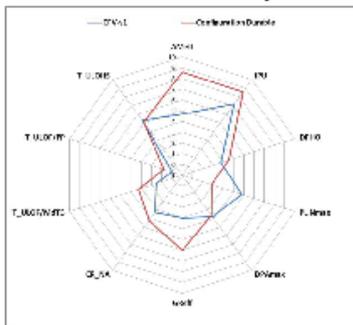
DISTRIBUTION DE PARETO

- Il est possible d'analyser la distribution des paramètres de conception dans le front de Pareto → guide pour la préconception

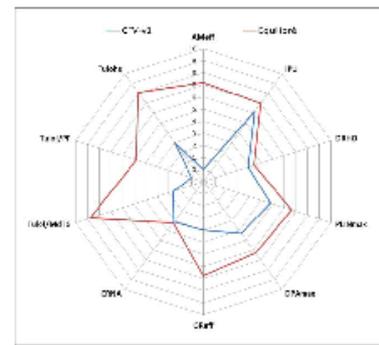
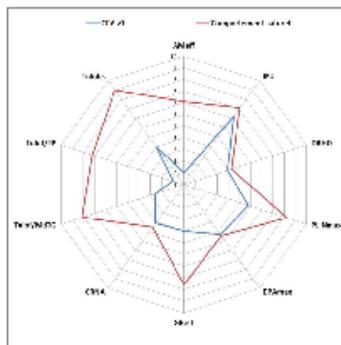
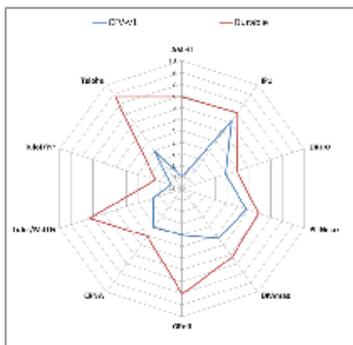


Quelques configurations optimales

Domaine d'étude limité par celui du CFV-v1 :



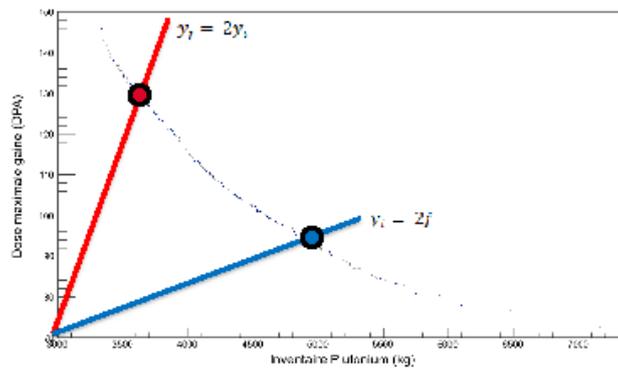
Domaine d'étude complet :



Hiérarchiser – Pondérer les fonctions objectifs

= Définir une **fonction agrégative** $f(y_i) = \sum_i w_i y_i$ $\sum_i w_i = 1$

= Définir **l'équation d'une droite** dans l'espace des performances



Résumé

La conception du cœur d'un réacteur nucléaire est fortement multidisciplinaire (neutronique, thermo-hydraulique, thermomécanique du combustible, physique du cycle, etc.). Le problème est aussi de type multi-objectif à grand nombre de dimensions (plusieurs dizaines de paramètres de conception).

Les codes de calculs déterministes utilisés traditionnellement pour la caractérisation des cœurs demandant d'importantes ressources informatiques, l'approche de conception classique rend difficile l'exploration et l'optimisation de nouveaux concepts innovants. Afin de pallier ces difficultés, une nouvelle méthodologie a été développée lors de ces travaux de thèse. Ces travaux sont basés sur la mise en œuvre et la validation de schémas de calculs neutronique et thermo-hydraulique pour disposer d'un outil de caractérisation d'un cœur de réacteur à neutrons rapides à caloporteur sodium tant du point de vue des performances neutroniques que de son comportement en transitoires accidentels.

La méthodologie mise en œuvre s'appuie sur la construction de modèles de substitution (ou métamodèles) aptes à remplacer la chaîne de calcul neutronique et thermo-hydraulique. Des méthodes mathématiques avancées pour la planification d'expériences, la construction et la validation des métamodèles permettent de remplacer cette chaîne de calcul par des modèles de régression au pouvoir de prédiction élevé.

La méthode est appliquée à un concept innovant de cœur à Faible coefficient de Vidange sur un très large domaine d'étude, et à son comportement lors de transitoires thermo-hydrauliques non protégés pouvant amener à des situations incidentelles, voire accidentelles. Des analyses globales de sensibilité permettent d'identifier les paramètres de conception influents sur la conception du cœur et son comportement en transitoire. Des optimisations multicritères conduisent à des nouvelles configurations dont les performances sont parfois significativement améliorées. La validation des résultats produits au cours de ces travaux de thèse démontre la pertinence de la méthode au stade de la préconception d'un cœur de réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium.

Mots-clés : Optimisation, multicritère, multi-physique, RNR-Na, CFV, cœur de réacteur, préconception, neutronique, thermo-hydraulique, ASTRID.

Abstract

Nuclear reactor core design is a highly multidisciplinary task where neutronics, thermal-hydraulics, fuel thermo-mechanics and fuel cycle are involved. Moreover, the problem is multi-objective and highly dimensional (several tens of design parameters).

As the reference deterministic calculation codes for core characterization require important computing resources, the classical design method is not well suited to investigate and optimize new innovative core concepts. To cope with these difficulties, a new methodology has been developed in this thesis. Our work is based on the development and validation of simplified neutronics and thermal-hydraulics calculation schemes allowing the full characterization of Sodium-cooled Fast Reactor core regarding both neutronics performances and behavior during thermal hydraulic dimensioning transients.

The developed methodology uses surrogate models (or metamodels) able to replace the neutronics and thermal-hydraulics calculation chain. Advanced mathematical methods for the design of experiment, building and validation of metamodels allows substituting this calculation chain by regression models with high prediction capabilities.

The methodology is applied on a very large design space to a challenging core called CFV (French acronym for low void effect core) with a large gain on the sodium void effect. Global sensitivity analysis leads to identify the significant design parameters on the core design and its behavior during unprotected transient which can lead to severe accidents. Multi-objective optimizations lead to alternative core configurations with significantly improved performances. Validation results demonstrate the relevance of the methodology at the predesign stage of a Sodium-cooled Fast Reactor core.

Key words: Optimization, multi-objective, multi-disciplinary, SFR, CFV, reactor core, predesign, neutronics, thermal-hydraulics, ASTRID.