



Conception multi-physique et multi-objectif des cœurs de RNR-Na hétérogènes : développement d'une méthode d'optimisation sous incertitudes

Karim Ammar

► To cite this version:

Karim Ammar. Conception multi-physique et multi-objectif des cœurs de RNR-Na hétérogènes : développement d'une méthode d'optimisation sous incertitudes. Autre [cond-mat.other]. Université Paris Sud - Paris XI, 2014. Français. NNT : 2014PA112390 . tel-01127156

HAL Id: tel-01127156

<https://theses.hal.science/tel-01127156>

Submitted on 7 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.

UNIVERSITÉ PARIS-SUD

ÉCOLE DOCTORALE 534 : MODÉLISATION ET INSTRUMENTATION EN PHYSIQUE, ÉNERGIES, GÉOSCIENCES ET ENVIRONNEMENT

Laboratoire au CEA de Saclay : DEN/DM2S/SERMA/LPEC
Service d'Études des Réacteurs et de Mathématiques Appliquées :
Laboratoire de Protection, d'Études et de Conception

THÈSE DE DOCTORAT

PHYSIQUE

par

Karim AMMAR

**Conception multi-physiques et multi-objectifs des
cœurs de RNR-Na hétérogènes : développement
d'une méthode d'optimisation sous incertitudes**

Date de soutenance : 09/12/2014

Composition du jury :

Directeur de thèse :	<i>Jean-Marc MARTINEZ</i>	Professeur (INSTN - CEA Saclay)
Président du jury :	<i>Pierre DESEQUELLES</i>	Professeur (Université Paris-sud - Orsay)
Rapporteurs :	<i>Bertrand IOOSS</i>	Directeur de recherche (EDF Chatou)
	<i>Patrick BLAISE</i>	Directeur de recherche (CEA Cadarache)
Examineurs :	<i>Noël CAMARCAT</i>	Professeur (École nationale supérieure des Mines)
	<i>Edouard HOURCADE</i>	Ingénieur-chercheur (Encadrant CEA - CEA Cadarache)
Membres invités :	<i>Nicolas DEVICTOR</i>	Directeur de recherche (CEA Cadarache)
	<i>Denis VERRIER</i>	Ingénieur-chercheur (AREVA Lyon)

RÉSUMÉ

Depuis la fermeture de Phénix en 2010 le CEA ne possède plus de réacteur au sodium. Vu les enjeux énergétiques et le potentiel de la filière, le CEA a lancé un programme de démonstrateur industriel appelé ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration), réacteur d'une puissance de 600MW électriques (1500 MW thermiques). L'objectif du prototype est double, être une réponse aux contraintes environnementales et démontrer la viabilité industrielle :

- De la filière RNR-Na, avec un niveau de sûreté au moins équivalent aux réacteurs de 3^{ème} génération, du type de l'EPR. ASTRID intégrera dès la conception le retour d'expérience de Fukushima ;
- Du retraitement des déchets (transmutation d'actinide mineur) et de la filière qui lui serait liée.

La sûreté de l'installation est prioritaire, aucun radioélément ne doit être rejeté dans l'environnement, et ce dans toutes les situations. Pour atteindre cet objectif, il est impératif d'anticiper l'impact des nombreuses sources d'incertitudes sur le comportement du réacteur et ce dès la phase de conception. C'est dans ce contexte que s'inscrit cette thèse dont l'ambition est le développement de nouvelles méthodes d'optimisation des cœurs des RNR-Na. L'objectif est d'améliorer la robustesse et la fiabilité des réacteurs en réponse à des incertitudes existantes. Une illustration sera proposée à partir des incertitudes associées à certains régimes transitoires dimensionnant. Nous utiliserons le modèle ASTRID comme référence pour évaluer l'intérêt des nouvelles méthodes et outils développés.

L'impact des incertitudes multi-physiques sur le calcul des performances d'un cœur de RNR-Na et l'utilisation de méthodes d'optimisation introduisent de nouvelles problématiques :

- Comment optimiser des cœurs « complexes » (i.e associés à des espaces de conception de dimensions élevée avec plus de 20 paramètres variables) en prenant en compte les incertitudes ?
- Comment se comportent les incertitudes sur les cœurs optimisés par rapport au cœur de référence ?
- En prenant en compte les incertitudes, les réacteurs sont-ils toujours considérés comme performants ?
- Les gains des optimisations obtenus à l'issue d'optimisations complexes sont-ils supérieurs aux marges d'incertitudes (qui elles-mêmes dépendent de l'espace paramétrique) ?

La thèse contribue au développement et à la mise en place des méthodes nécessaires à la prise en compte des incertitudes dans les outils de simulation de nouvelle génération. Des méthodes statistiques pour garantir la cohérence des schémas de calculs multi-physiques complexes sont également détaillées.

En proposant de premières images de cœur de RNR-Na innovants, cette thèse présente des méthodes et des outils permettant de réduire les incertitudes sur certaines performances des réacteurs tout en les optimisant. Ces gains sont obtenus grâce à l'utilisation d'algorithmes d'optimisation multi-objectifs. Ces méthodes permettent d'obtenir tous les compromis possibles entre les différents critères d'optimisations comme, par exemple, les compromis entre performance économique et sûreté.

Mots clés : optimisation multiobjectifs (MOO), optimisation multiphysique, incertitudes, théorie des perturbations (en neutronique), réseaux de neurones, krigeage, ASTRID, conception réacteurs nucléaires de génération IV

ABSTRACT: MULTI-PHYSICS AND MULTI-OBJECTIVE DESIGN OF HETEROGENEOUS SFR CORE: DEVELOPMENT OF AN OPTIMIZATION METHOD UNDER UNCERTAINTY

Since Phenix shutting down in 2010, CEA does not have Sodium Fast Reactor (SFR) in operating condition. According to global energetic challenge and fast reactor abilities, CEA launched a program of industrial demonstrator called ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration), a reactor with electric power capacity equal to 600MW. Objective of the prototype is, in first to be a response to environmental constraints, in second demonstrates the industrial viability of:

- SFR reactor. The goal is to have a safety level at least equal to 3rd generation reactors. ASTRID design integrates Fukushima feedback;
- Waste reprocessing (with minor actinide transmutation) and it linked industry.

Installation safety is the priority. In all cases, no radionuclide should be released into environment. To achieve this objective, it is imperative to predict the impact of uncertainty sources on reactor behaviour. In this context, this thesis aims to develop new optimization methods for SFR cores. The goal is to improve the robustness and reliability of reactors in response to existing uncertainties. We will use ASTRID core as reference to estimate interest of new methods and tools developed.

The impact of multi-physics uncertainties in the calculation of the core performance and the use of optimization methods introduce new problems:

- How to optimize “complex” cores (i.e. associated with design spaces of high dimensions with more than 20 variable parameters), taking into account the uncertainties?
- What is uncertainties behaviour for optimization core compare to reference core?
- Taking into account uncertainties, optimization core are they still competitive? Optimizations improvements are higher than uncertainty margins?

The thesis helps to develop and implement methods necessary to take into account uncertainties in the new generation of simulation tools. Statistical methods to ensure consistency of complex multi-physics simulation results are also detailed.

By providing first images of innovative SFR core, this thesis presents methods and tools to reduce the uncertainties on some performance while optimizing them. These gains are achieved through the use of multi-objective optimization algorithms. These methods provide all possible compromise between the different optimization criteria, such as the balance between economic performance and safety.

Keywords: multiobjective optimisation (MOO), multidisciplinary optimization, uncertainty, perturbation theory (in neutron physic), neuronal network, kriging, ASTRID, generation IV reactor design

UN GRAND MERCI À...

Toutes les personnes que j'ai eu le plaisir de côtoyer au cours de ces années passées au CEA. Toutes ont contribué à l'aboutissement de ces travaux de thèse.

Mon encadrant et mon directeur de thèse, Édouard Hourcade et Jean-Marc Martinez, j'ai eu beaucoup de plaisir à travailler avec vous !

Mes deux rapporteurs, Bertrand Iooss et Patrick Blaise, pour leurs retours positifs et constructifs.

Tous les membres de mon jury, Pierre Desesquelles, Noël Camarcat, Nicolas Devictor et Denis Verrier de m'avoir fait l'honneur de participer à cette défense de thèse.

Cyril Patricot et Arthur Peron, camarades doctorants, pour leur soutien et leurs conseils.

Anthime Farda et à Christine Poinot-Salanon pour leur relecture attentive de ce manuscrit et leurs nombreux retours.

Patrick Blanc-Tranchant et Alain Aggery de m'avoir accueilli au sein du SERMA et du LPEC.

Toute l'équipe d'AP3 : Didier Schneider, Anne-Marie Baudron, Jean-Jacques Lautard, Frederic Moreau et Erell Jamelot de m'avoir toujours soutenu et aidé à réaliser mes développements dans le code.

La « team » du LGLS : Fabrice Gaudier, Gilles Arnaud, Nicolas Gilardi et François Bachoc pour m'avoir aidé à prendre en main les outils développés au sein de leur laboratoire.

Toute la fine équipe de jeunes docteurs du SERMA, Jérôme, Olga, France, Sybelle, Benjamin, RiCyl, Laurent, Arthur et de futurs docteurs Cyril, Anthime, Amélie, Clélia, Alexandre, Roland et Daniele pour ces supers moments passés ensemble (et tous ces débats existentiels !).

**Bien sûr ce travail n'aurait pas pu être réalisé sans le soutien de ma famille et de mes amis,
merci à tous !!!**

Contact : karim.ammar@cea.fr

TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE I : INTRODUCTION GÉNÉRALE ET PRÉSENTATION DE LA PHYSIQUE DES RÉACTEURS À NEUTRONS RAPIDES

1.1. Introduction	1
1.2. Pourquoi prendre en compte les incertitudes dans le processus d'optimisation multi-objectif des réacteurs au sodium ?	4
1.2.1. Enjeux et difficultés inhérentes au processus d'optimisation des Rnr-Na	4
1.2.2. Historique des méthodes d'optimisations appliquées au cas des RNR-Na	6
1.2.3. Pourquoi prendre en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation ?	7
1.3. Glossaire	9
1.4. Présentation synthétique de la physique des réacteurs à neutrons rapides	11
1.4.1. L'objet technologique	11
1.4.2. Une physique couplée	14
1.4.2.1. Couplages des disciplines	14
1.4.2.2. Focus sur les aspects neutroniques	15
1.4.2.2.1. Équation de transport des neutrons et réactivité du cœur	16
1.4.2.2.2. Gain de régénération et variation de réactivité durant le cycle	17
1.4.2.2.3. Facteur de forme et dommages subis par les structures (dpa)	18
1.4.2.2.4. Effet Doppler	18
1.4.2.2.5. Effet de dilatation cœur-cuve-barre	19
1.4.2.2.6. Effets de dilatation sodium et de vidange	19
1.4.2.2.7. Effet de dilatation des boîtiers hexagonaux	20
1.4.2.2.8. Effet sommier	20
1.4.2.2.9. Effet de dilatation de la gaine	20
1.4.2.3. Focus sur les aspects thermomécaniques	21
1.4.2.3.1. Tenue de la gaine	21
1.4.2.3.2. Marge à la fusion	22
1.4.2.4. Focus sur les aspects thermohydrauliques	23
1.4.2.4.1. La répartition des débits	23
1.4.2.4.2. Les transitoires accidentels	24
1.4.2.4.3. Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Flow (ULOF)	25
1.4.2.4.4. Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Station Supply Power (ULOSSP)	26
1.5. Présentation du cœur de référence : ASTRID	27

CHAPITRE II : MÉTHODES DE PROPAGATION DES INCERTITUDES ET APPLICATIONS SUR LES RÉACTEURS AU SODIUM

2.1. Introduction	33
2.2. Méthodes de propagation des incertitudes	34
2.2.1. Méthodologie	34
2.2.2. Combinaison des variances par approximation linéaire	37
2.2.3. Méthode d'échantillonnage Monte-Carlo	37
2.2.4. Bilan des méthodes de propagations d'incertitudes	38
2.3. Méthodes d'analyse de sensibilité (AS)	39

2.3.1. Méthode One At a Time (OAT)	39
2.3.2. Méthode de Morris.....	40
2.3.3. Coefficient de corrélation linéaire.....	41
2.3.4. Indices de Sobol (décomposition de la variance)	42
2.3.5. Bilan des méthodes d'analyse de sensibilité.....	43
2.4. Application : présentation du schéma de calcul modélisant les RNR-Na.....	44
2.5. Application : Incertitudes liées à la neutronique.....	46
2.5.1. Incertitudes liées au schéma de calcul neutronique	46
2.5.1.1. Apports de la nouvelle génération de schémas de calculs dédiés à la problématique d'optimisation avec prise en compte des incertitudes.....	46
2.5.1.2. Calcul réseau : calcul des sections efficaces (via le modèle ECCO)	47
2.5.1.3. Recherche de la teneur en plutonium critique	49
2.5.1.5. Génération des plans de chargement (via le modèle APOLLO3®).....	51
2.5.1.6. Montée en cycle à l'équilibre (via le modèle APOLLO3®).....	54
2.5.1.7. Calculs des coefficients de contre-réaction (via le modèle APOLLO3®).....	54
2.5.1.8. Incertitudes liées au solveur neutronique	55
2.5.1.9. Modélisation du réacteur	56
2.5.1.9.1. Nombre d'assemblages modélisé	57
2.5.1.9.2. Impact des symétries	57
2.5.1.9.3. Convergence des solveurs.....	58
2.5.1.9.4. Description angulaire du flux	58
2.5.1.9.5. Discrétisation spatiale pour les calculs des flux	59
2.5.1.9.6. Calcul des contre-réactions : les différents niveaux de schéma.....	61
2.5.1.10. Validation du schéma et des outils mis en place durant la thèse	62
2.5.1.11. Bilan des incertitudes liées aux schémas de calcul	64
2.5.2. Incertitudes liée aux sections efficaces	66
2.5.2.1. Définitions mathématiques	67
2.5.2.3. La méthode SPT : Standard Perturbation Theory.....	68
2.5.2.4. Sensibilité et Théorie des Perturbations	71
2.5.2.5. Méthode EGPT : Equivalent Generalized Perturbation Theory	72
2.5.2.6. Application des méthodes SPT et EGPT	72
2.5.2.6.1. Décomposition spatiale d'une variation de réactivité.....	73
2.5.2.6.2. Incertitudes sur la réactivité nominale du réacteur	74
2.5.2.6.4. Incertitudes liées aux données nucléaires sur les contre-réactions neutroniques et la variation de réactivité sur un cycle.....	79
2.5.2.7. Bilan de la prise en compte des incertitudes liée aux sections efficaces	80
2.6. Application : Incertitudes liées à la thermohydraulique	81
2.6.1. Le schéma de calcul thermohydraulique (via l'outil TETAR)	82
2.6.2. Étude du transitoire ULOF appliquée au cas du cœur de référence	84
2.6.3. Impact de la propagation des incertitudes neutroniques sur la thermohydraulique	85
2.6.3.1. Application au cœur de référence	86
2.6.4. Prise en compte de l'impact de l'insertion des barres de commande sur le transitoire.....	88
2.6.5. Prise en compte de l'impact de l'inertie de la pompe primaire sur le transitoire	88
2.6.6. Analyse de l'impact de la thermomécanique sur la thermohydraulique.....	89
2.6.7. Bilan des incertitudes et des impacts des différent paramètres / modèles sur l'ULOF	91
2.7. Application : incertitudes liées aux processus industriels et à la thermomécanique.....	93
2.7.1. Impact des Incertitudes liées aux processus industriels sur la neutronique.....	93
2.7.2. Incertitudes liées à la thermomécanique de l'aiguille	97
2.8. Bilan des estimateurs d'incertitude étudiés	99

CHAPITRE III : OPTIMISATION DES RÉACTEURS AU SODIUM AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES

3.1. Introduction	103
3.2. Méthodes d'optimisation.....	104
3.2.1. Optimisation multi-objectif.....	104
3.2.1.1. Algorithmes évolutionnaires et algorithmes génétiques	107
3.2.1.2. Essaims particulaires (Particule Swarm)	108
3.2.1.3. Méthode du simplexe	109
3.2.1.4. Comparaison des algorithmes d'optimisation sur un cas d'optimisation des RNR-Na	110
3.2.2. Optimisation multi-objectifs avec prise en compte des incertitudes	113
3.2.2.1. Méthode PAREBRO	114
3.2.2.2. Plans d'expériences adaptatifs pour l'optimisation	114
3.2.3. Bilan et sélection des méthodes d'optimisation avec prise en compte des incertitudes utilisées lors des exercices d'applications.....	115
3.3. Méthodes d'optimisation via les méta-modèles (surrogate based optimization)	117
3.3.1. Outils permettant l'estimation des performances prédictives des méta modèles.....	117
3.3.2. Réseaux de neurones	118
3.3.3. Krigeage	119
3.3.3.1. Modèle du Krigeage	119
3.3.3.2. Réalisation d'une prédiction	120
3.3.3.3. Erreur de mesure	121
3.3.4. Apport des méthodes statistiques	122
3.3.4.1. Vérification du comportement générale des codes via l'erreur de mesure	123
3.3.4.1.1. Méthodologie	123
3.3.4.1.2. Application	123
3.3.4.2. Détection d'individus statistiquement aberrant ou « code failure » via Leave One Out	126
3.3.4.2.1. Méthodologie	126
3.3.4.2.2. Application	126
3.3.4.3. Bilan	127
3.3.5. Application : comparaison des méthodes de méta-modélisation sur l'estimation des performances d'un RNR-Na.....	127
3.3.6. Bilan des apports des méthodes de méta-modélisation	129
3.4. Exercice : optimisation multi-objectifs d'un cœur de RNR-Na avec prise en compte des incertitudes	131
3.4.1. Le « paramétrage » de l'optimisation.....	132
3.4.1.1. Critères	132
3.4.1.2. Contraintes.....	133
3.4.1.3. Paramètres	134
3.4.1.4. Génération de la géométrie des assemblages.....	136
3.4.2. Les performances des méta-modèles	138
3.4.2.1. Base de formation des méta-modèles	138
3.4.2.2. Réseaux de neurones	139
3.4.2.3. Krigeage	140
3.4.2.4. Bilan des performances des méthodes de méta-modélisation.....	141
3.4.3. Impact des différents paramètres sur l'optimisation par la méthode de Morris	141
3.4.3.1. Analyse de sensibilité sur la variation de réactivité durant un cycle	142
3.4.3.2. Analyse de sensibilité sur l'effet de vidange	143
3.4.3.3. Analyse de sensibilité sur la température du combustible	145
3.4.3.4. Analyse de sensibilité sur la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF	146
3.4.3.4.1. Température maximale du sodium durant l'ULOF (notée $T_{Na\ max}$) :	146

3.4.3.4.2. Impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande :	147
3.4.3.4.3. Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques :	148
3.4.3.4.4. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire :	148
3.4.3.5. Bilan des analyses de sensibilité.....	149
3.4.4. L'algorithme d'optimisation	150
3.4.4.1. Optimisation avec méthode multi-objectifs classique	150
3.4.4.2. Optimisation multi-objectifs avec la méthode PAREBRO.....	150
3.4.4.3. Bilan des méthodes d'optimisation multi-objectifs	151
3.4.5. Analyse générale des résultats de l'optimisation	154
3.4.5.1. Fronts de Pareto bi-critères et performances du cœur de référence	154
3.4.5.2. Analyse de la zone de Pareto.....	157
3.4.5.3. Analyse des corrélations entre les variables du front de Pareto.....	159
3.4.5.3.1. Analyse des corrélations entre les critères et paramètres de l'optimisation.....	159
3.4.5.3.2. Analyse des corrélations entre les critères de l'optimisation.....	160
3.4.5.3.3. Bilan de l'analyse générale des résultats de l'optimisation.....	161
3.4.6. Catégories de cœurs optimaux.....	161
3.4.6.1. Les cœurs performants vis-à-vis du critère économique	161
3.4.6.2. Les cœurs performant vis-à-vis de la sûreté et description de l'effet « Bunny core »	163
3.4.6.3. Bilan sur les performances générales des cœurs.....	164
3.4.7. Quelques images de cœurs optimaux	164
3.4.7.1. Concepts de cœurs à hautes performances	164
3.4.7.2. Concept de cœur à haute performance vis-à-vis de l'ULOF	166
3.4.7.3. Concepts de cœurs à forte performance sur un critère.....	168
3.4.7.4. Bilan des performances des images de cœurs proposés.....	169
3.4.8. Comportement des incertitudes sur les cœurs optimaux	170
3.4.8.1. Incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle	170
3.4.8.2. Incertitude sur l'effet de vidange	170
3.4.8.3. Incertitude sur la température maximale du sodium lors du transitoire ULOF	171
3.4.8.3.1. L'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande (noté Δ_{IBC}).....	171
3.4.8.3.2. L'incertitude due aux contre-réactions neutroniques (noté σ_{CR}).....	172
3.4.8.3.3. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire (noté Δ_{IP}).....	173
3.4.8.4. Bilan Comportement des incertitudes sur les cœurs optimaux	173
3.5. Conclusion et perspective	174

CONCLUSION GÉNÉRALE

177

BIBLIOGRAPHIE

183

ANNEXE**191**

<i>Annexe 1 : Méthode d'échantillonnage LHS (Latin Hypercube Sampling)</i>	192
<i>Annexe 2 : Illustration des croisements possibles au sein d'un algorithme génétique</i>	193
<i>Annexe 3 : Fonctionnement de la visualisation cobweb</i>	193
<i>Annexe 4 : Exemple de quadrature Sn</i>	195
<i>Annexe 5 : Maillage des solveurs</i>	195
<i>Annexe 6 : Une interprétation de la décomposition de la variance</i>	196
<i>Annexe 7 : Incertitudes liées aux données nucléaires sur la réactivité du cœur (décomposé sur les groupes d'énergies)</i>	197
<i>Annexe 8 : Incertitudes, en pcm, liées aux données nucléaires sur la vidange du cœur (décompose sur les groupes d'énergies)</i>	198
<i>Annexe 9 : Répartition statistique des variables dans l'espace Pareto optimal</i>	199
<i>Annexe 10 : Analyse de sensibilité de Moris sur la variation de réactivité durant un cycle</i>	200
<i>Annexe 11 : Analyse de sensibilité de Moris sur l'effet de vidange</i>	201
<i>Annexe 12 : Analyse de sensibilité de Moris sur la température maximale du combustible</i>	202
<i>Annexe 13 : Analyse de sensibilité de Moris sur la température maximale du sodium durant l'ULOF</i>	203
<i>Annexe 14 : Matrice de corrélation entre les paramètres et les critères de l'espace Pareto optimal</i>	204
<i>Annexe 15 : Description détaillée des cœurs à hautes performances et à forte performance issue de l'optimisation</i>	205
<i>Annexe 16 : Visualisation détaillée des cœurs à hautes performances et à forte performance issue de l'optimisation</i>	207
<i>Annexe 17 : Puissance par assemblage sur le cas du cœur de référence et du cœur à haute performance sur l'ULOF</i>	209
<i>Annexe 18 : Puissance linéique du cœur de référence et du cœur à haute performance sur l'ULOF</i>	210
<i>Annexe 19 : Impact de la géométrie du faisceau d'aiguilles sur les pertes de charge</i>	211

CHAPITRE I :

INTRODUCTION GÉNÉRALE ET PRÉSENTATION DE LA PHYSIQUE DES RÉACTEURS À NEUTRONS RAPIDES

1.1. Introduction	1
1.2. Pourquoi prendre en compte les incertitudes dans le processus d'optimisation multi-objectif des réacteurs au sodium ?	4
1.2.1. <i>Enjeux et difficultés inhérentes au processus d'optimisation des Rnr-Na</i>	4
1.2.2. <i>Historique des méthodes d'optimisations appliquées au cas des RNR-Na</i>	6
1.2.3. <i>Pourquoi prendre en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation ?</i>	7
1.3. Glossaire	9
1.4. Présentation synthétique de la physique des réacteurs à neutrons rapides	11
1.4.1. <i>L'objet technologique</i>	11
1.4.2. <i>Une physique couplée</i>	14
1.4.2.1. <i>Couplages des disciplines</i>	14
1.4.2.2. <i>Focus sur les aspects neutroniques</i>	15
1.4.2.2.1. <i>Équation de transport des neutrons et réactivité du cœur</i>	16
1.4.2.2.2. <i>Gain de régénération et variation de réactivité durant le cycle</i>	17
1.4.2.2.3. <i>Facteur de forme et dommages subis par les structures (dpa)</i>	18
1.4.2.2.4. <i>Effet Doppler</i>	18
1.4.2.2.5. <i>Effet de dilatation cœur-cuve-barre</i>	19
1.4.2.2.6. <i>Effets de dilatation sodium et de vidange</i>	19
1.4.2.2.7. <i>Effet de dilatation des boîtiers hexagonaux</i>	20
1.4.2.2.8. <i>Effet sommier</i>	20
1.4.2.2.9. <i>Effet de dilatation de la gaine</i>	20
1.4.2.3. <i>Focus sur les aspects thermomécaniques</i>	21
1.4.2.3.1. <i>Tenue de la gaine</i>	21
1.4.2.3.2. <i>Marge à la fusion</i>	22
1.4.2.4. <i>Focus sur les aspects thermohydrauliques</i>	23
1.4.2.4.1. <i>La répartition des débits</i>	23
1.4.2.4.2. <i>Les transitoires accidentels</i>	24
1.4.2.4.3. <i>Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Flow (ULOF)</i>	25
1.4.2.4.4. <i>Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Station Supply Power (ULOSSP)</i>	26
1.5. Présentation du cœur de référence : ASTRID	27

1.1. INTRODUCTION

En France, le débat autour de la transition énergétique prend de l'ampleur et devient un enjeu politique. La synthèse des travaux du « Conseil national du débat » [Cons13] fixe comme objectifs :

- De ramener la part du nucléaire à 50 % de la production française d'électricité, à l'horizon de 2025 ;
- De diviser par 4 les émissions de gaz à effet de serre d'ici 2050 (soit une réduction des émissions à un rythme de 3% par an). 1990 étant l'année de référence.

Un plan massif d'économie d'énergie et le développement des énergies renouvelables constituent une des réponses pour atteindre ces objectifs ambitieux. C'est dans ce contexte que le CEA entreprend de relancer la filière des Réacteurs à Neutrons Rapides refroidis au sodium (RNR-Na), considérant que cette technologie répond doublement à la problématique de la transition énergétique, à savoir :

- Le respect de l'environnement qui exige un moyen durable de traitement des déchets radioactifs (Loi Bataille [Gouv10] de 1991 rénové en 2006). Certains de ces déchets sont actuellement stockés en surface dans l'attente d'une solution pour leur traitement. La technologie des RNR-Na offre un moyen efficace de valoriser les éléments les plus radioactifs produits par les réacteurs actuellement en service. Cette valorisation consiste à utiliser une partie des déchets actuels comme combustible des réacteurs au sodium. La seconde alternative est le stockage en couche géologique profonde, technologie actuellement testée par l'ANDRA sur le site de Bure dans la Meuse [Andr05] ;
- Un développement durable implique une utilisation raisonnée des ressources. Intrinsèquement la technologie des RNR-Na permet un meilleur taux d'utilisation de la matière fissile que celle des REP (Réacteur à Eau pressurisée, par exemple l'EPR est un modèle de REP), actuellement en service. Le stock en uranium appauvri disponible en France permettrait d'alimenter durant plus de 1000 ans une filière à neutrons rapides.

Malgré ces importants avantages, les RNR-Na présentent certains inconvénients, en particulier :

- Un coût supérieur aux réacteurs conventionnels [Pbou86] ;
- Une incertitude sur la viabilité d'une telle filière et la fiabilité de ses réacteurs. Il s'agit là d'une question liée essentiellement à un faible niveau de retour d'expérience due au manque d'installations de taille industrielle en exploitation. De plus, la présence de sodium rend contrôle et inspection plus délicats.

Depuis la fermeture de Phénix en 2010 la France ne possède plus de réacteur au sodium. Vus les enjeux énergétiques et le potentiel de la filière, le président Jacques Chirac décide en 2006 de lancer la conception, au sein du CEA, d'un prototype de réacteur de quatrième génération. En 2010 le « grand emprunt », annoncé par Nicolas Sarkozy, va retenir comme « investissement d'avenir » (et subventionner les études de conception à hauteur de 651.6 millions d'euros) le programme ASTRID : Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration, réacteur d'une puissance de 600MW électriques (1500 MW thermiques). L'objectif du prototype est double :

- Être une réponse aux contraintes environnementales ;
- Démontrer la viabilité industrielle :
 - De la filière RNR-Na, avec un niveau de sûreté au moins équivalent aux réacteurs de 3^{ème} génération, du type de l'EPR. ASTRID intégrera dès la conception le retour d'expérience de Fukushima ;

- Du retraitement des déchets (transmutation d'actinides mineurs) et de la filière qui lui serait liée.

La sûreté est une priorité absolue de toute installation nucléaire dont aucun radioélément ne doit être rejeté dans l'environnement, et ce dans toutes les situations et/ou régimes de fonctionnement. Un tel objectif impose à tout concepteur :

- D'être en mesure de concevoir un cœur en optimisant simultanément un nombre toujours croissant de paramètres. Les nouvelles géométries de cœur (i.e. cœur hétérogène, présenté §1.5.) imposent la prise en compte de plus d'une vingtaine de paramètres pouvant varier simultanément.
- D'anticiper l'impact des nombreuses sources d'incertitudes sur le comportement du cœur. Cet impact est dépendant des paramètres de conception choisis.

Les réacteurs de générations antérieures à ASTRID étaient d'une géométrie plus simple, leurs modélisations en phase de préconception ne faisaient pas appel à des modèles complexes. L'optimisation multi-physique et multicritères était alors une démarche plus intuitive qu'analytique.

Aujourd'hui l'évolution et la complexité des géométries des réacteurs avec la prise en compte des incertitudes font que de la conception d'un cœur optimal représente un véritable challenge et un enjeu économique important, de par :

- La multitude des paramètres et situations à considérer, qui rend difficile la démarche intuitive d'optimisation ;
- Le recours à des modèles de plus en plus sophistiqués avec le chainage entre différentes disciplines.

C'est dans ce contexte que s'inscrit cette thèse dont l'ambition consiste à développer et à mettre à disposition des concepteurs de nouvelles méthodes d'optimisation multicritères des RNR-Na. L'objectif étant la conception d'un cœur avec un niveau de fiabilité maximal, et ce avec la prise en compte de diverses incertitudes relatives à certains régimes transitoires accidentels tout en ayant un coût économique maîtrisé. Nous utiliserons ASTRID comme réacteur référence pour évaluer l'intérêt des nouvelles méthodes et outils développés. Ces outils d'optimisation doivent permettre une modélisation à moindre coût en temps de simulation, une grande précision et de travailler à hautes dimensions (prise en compte de 26 paramètres variables lors de l'exercice d'optimisation).

Les multiples évolutions des techniques et moyens de simulation rendent aujourd'hui possibles les travaux de cette thèse comme:

- L'augmentation conséquente des moyens et puissance de calcul. ASTRID est un des premiers réacteurs à bénéficier dès la préconception des capacités de HPC (High Performance Computing) modernes ;
- La disponibilité de la nouvelle génération de codes de neutronique : APOLLO3® [GLCL09]. Cette génération plus souple, plus précise et plus rapide que la génération précédente, couplée aux nouvelles ressources de calcul, permet de réaliser plus aisément des études paramétriques ;
- L'arrivée de données précises sur les incertitudes liées aux données nucléaires: les matrices de variance-covariance COMAC [SALN12] issues du code CONRAD [HSLR10] ;
- Le développement de TETAR [PaBe13], outil de thermohydraulique simplifié dédié à l'analyse des transitoires accidentels ;
- L'arrivée à maturité de SALOME [Sas06], plateforme de couplage des codes. Couplé à la plateforme de propagation d'incertitude URANIE [Gaud10] et son module d'optimisation VIZIR.

En proposant des concepts de cœur de RNR-Na innovants, les travaux de ce mémoire seront consacrés à l'étude et au développement de différentes méthodes pour la réduction et la maîtrise de l'impact des incertitudes sur les performances des réacteurs tout en les optimisant au à travers d'algorithmes d'optimisation multi-objectifs. Ces méthodes permettent d'obtenir tous les compromis possibles entre les différents critères d'optimisation comme, par exemple, les compromis entre performance économique et sûreté. Au-delà des résultats, la thèse contribue au développement et à la mise en place des outils nécessaires à la prise en compte des incertitudes. C'est une problématique ancienne, les outils nécessaires sont en cours de développement depuis plus d'une décennie et plusieurs années de recherche seront encore nécessaires pour atteindre le niveau de maturité attendu.

Outre le chapitre introductif, le mémoire s'articule autour de deux chapitres :

- Le *chapitre II* qui consiste en une présentation des méthodes de propagation d'incertitude. A ce stade, l'impact des différentes incertitudes sur le comportement du cœur sera analysé et débouchera sur la mise en place d'estimateurs d'incertitudes compatibles avec la problématique de l'optimisation ;
- Le *chapitre III* qui dans un premier temps présentera les différentes méthodes d'optimisations multi-objectifs et introduira les méthodes de méta-modélisations qui permettent de remplacer les codes de calculs par des outils plus rapides. Dans un second temps un exercice d'optimisation multi-objectif d'un cœur de RNR-Na, avec prise en compte des incertitudes, sera mené et analysé ;
- Enfin il sera conclu sur les apports de la thèse.

*Le point suivant doit être noté : les schémas de calcul et les outils développés dans ce mémoire (utilisés pour réaliser un exercice d'optimisation) n'ont pas fait l'objet d'une validation aussi rigoureuse que ceux habituellement utilisés pour la conception des RNR-Na. Comme le détaillera le Chapitre II, nous avons des résultats cohérents avec les codes de référence, mais en l'état actuel de nos connaissances nous ne pouvons garantir la validité des outils utilisés. **Les performances que nous affichons pour le réacteur de référence ne présument pas des performances d'ASTRID**, dont le design en est à la version 4 et dont les performances sont évaluées par des outils éprouvés.*

1.2. POURQUOI PRENDRE EN COMPTE LES INCERTITUDES DANS LE PROCESSUS D'OPTIMISATION MULTI-OBJECTIF DES RÉACTEURS AU SODIUM ?

1.2.1. ENJEUX ET DIFFICULTÉS INHÉRENTES AU PROCESSUS D'OPTIMISATION DES RNR-NA

Historiquement l'optimisation des cœurs de réacteurs à neutrons rapides est réalisée de manière itérative entre les neutroniciens, les thermohydrauliciens, et les thermomécaniciens. Ce processus, illustré *Figure 1*, traduit l'expérience des concepteurs pour une convergence vers un cœur optimal en seulement quelques itérations.

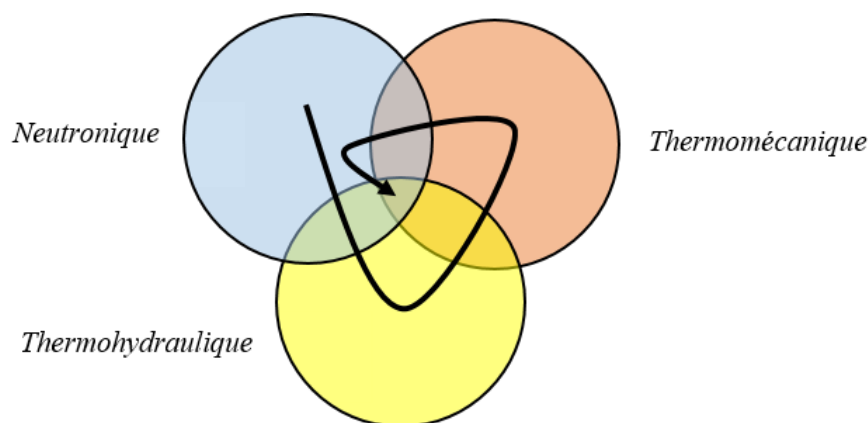


FIGURE 1: PROCESSUS ITÉRATIF CLASSIQUE D'OPTIMISATION DES RNR-NA

Les codes et schémas de calcul mis en place pour estimer les performances d'un réacteur sont complexes, coûteux en temps de calcul et nécessitent une expertise dans différentes disciplines. Les jeux de données qui décrivent finement le réacteur ne sont pas un simple ensemble de mots clef-valeur. Ils sont écrits dans un langage interprété par les logiciels. Seuls des spécialistes, avec une connaissance parfaite des propriétés des systèmes modélisés, sont en mesure de mettre au point les milliers de lignes constituant un jeu de données.

Dans la même optique, les fichiers de résultats des codes ne sont pas de simples scalaires. Les codes n'ont pas été conçus pour être lancés massivement dans le cadre d'études paramétriques. Ils contiennent de nombreuses optimisations et renvoient un nombre élevé d'informations sur :

- Les niveaux de convergence ;
- La gravité des éventuelles erreurs rencontrées. Le fonctionnement d'un code de calcul n'est pas binaire. Il existe un large éventail de situation conduisant à des non-convergences partielles dont il est impossible d'estimer, a priori, l'impact sur le résultat ;
- L'analyse fine de la physique du système étudié.

Là encore un spécialiste est indispensable pour utiliser correctement le logiciel puis interpréter les résultats. La méthode d'optimisation historique basée sur l'expérience des concepteurs présente donc l'avantage de converger rapidement sur un cœur optimal, directement produit par des spécialistes de chacune des disciplines. Cependant une telle méthodologie a des limites comme :

- La difficulté de coordonner simultanément des équipes pluridisciplinaires, avec des risques d'erreurs au niveau des interfaces ;

- **L'optimisation n'est pas souple**, modifier les objectifs d'optimisation (par exemple en relâchant les contraintes sur certains types de transitoire et en renforçant les exigences sur d'autres) nécessite de reprendre le processus itératif ;
- L'impossibilité d'optimiser simultanément un nombre élevé de paramètres ;
- Une faible probabilité de découvrir un cœur performant basé sur un design non conventionnel. L'expérience des concepteurs est basée sur un ensemble d'a priori qui évite d'avoir à explorer l'espace paramétrique ;

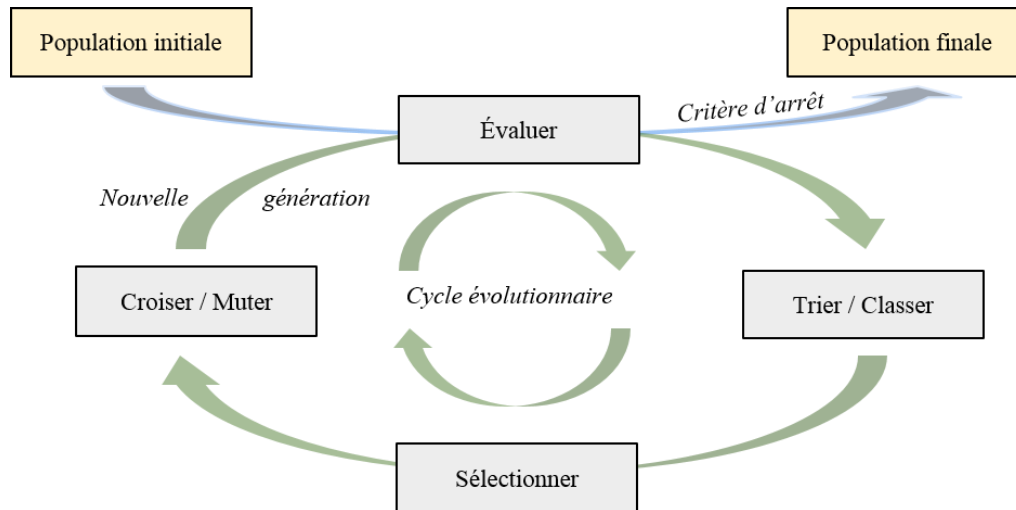


FIGURE 2: ALGORITHME ÉVOLUTIONNAIRE

C'est en menant une analyse des forces, des faiblesses et des limitations de la méthode actuelle qu'ont émergé dans les années 2010 de nouvelles méthodes d'optimisation multi-objectif des cœurs basées sur des algorithmes génétiques. Ces algorithmes fonctionnent de manière analogue au processus évolutif décrit par Darwin : les individus les plus « forts » ont une chance plus grande de se reproduire. Au fil du temps (i.e. des générations) la population devient optimale. Ce processus est illustré *Figure 2*.

Les résultats des optimisations ne sont plus une unique configuration, mais une « population » de réacteurs. La *Figure 3* détaille le concept de populations et d'individus. Chaque individu (i.e. chaque réacteur) de la population optimisée présente les meilleurs compromis possibles entre les différents critères. Par rapport à la méthode conventionnelle, les méthodes d'optimisation multi-objectif :

- Permettent l'obtention en une seule optimisation de tous les compromis possibles entre les différents critères (par exemple tous les différents compromis possibles entre sûreté et performances économiques)
- Peuvent optimiser simultanément un nombre élevé de critères, indépendamment du nombre de paramètres en jeux
- Rendent plus probable la découverte de solutions non intuitives

Mais la mise en place de cette méthode doit passer outre deux écueils :

- La mise en place de schémas de calcul multi physique automatisés (pour permettre de lancer des études paramétriques). Comme nous venons de le voir, les codes sont complexes, cette étape est délicate et lourde à mettre en place. Le *chapitre III* présentera des méthodes statistiques permettant de détecter les éventuelles défaillances dans les schémas de calcul spécialement développés pour cet exercice

- Réaliser les optimisations peut nécessiter plusieurs dizaines de milliers d'appels aux codes. Les ressources en calcul disponibles ne permettent pas encore de mener à bien un tel exercice. L'utilisation de méta-modèles, qui sont des représentations simplifiées des codes, permet d'émuler très rapidement les résultats des simulations. La formation de méta-modèles (réseaux de neurones, krigeage...) nécessite des bases d'apprentissage de plusieurs milliers de calculs, qui sollicitent fortement les moyens actuels de calcul. Le *chapitre III* présentera plus amplement la problématique de la « méta-modélisation ». Ces méta-modèles peuvent introduire un biais par rapport aux résultats des codes, biais qui sera pris en compte lors des optimisations.

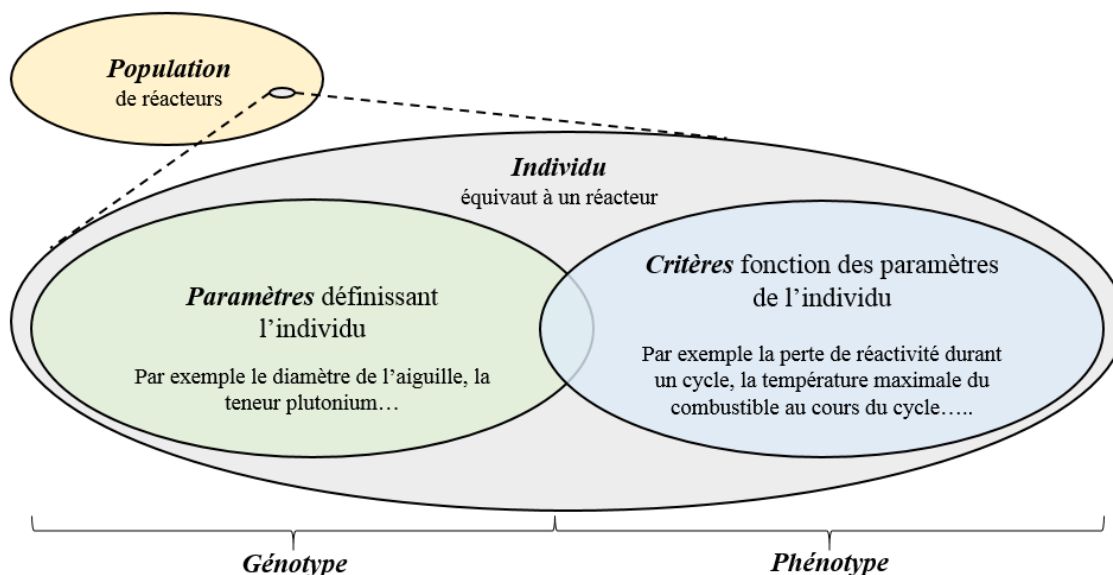


FIGURE 3: CONCEPT DE POPULATION DE RÉACTEURS

1.2.2. HISTORIQUE DES MÉTHODES D'OPTIMISATIONS APPLIQUÉES AU CAS DES RNR-NA

Les concepteurs ont toujours eu une démarche d'optimisation, même au stade des phases de pré-dimensionnement des réacteurs, en utilisant leurs savoir-faire et un ensemble d'outils permettant une modélisation simplifiée des cœurs. Les techniques d'optimisations par algorithme « automatique » (i.e. algorithme génétique, descente de gradient, essaim particulaire...) ont été développées depuis quelques décennies. Les 1^{ers} travaux dans le domaine, ont été réalisés en 1965 par [WaFe65], et portaient sur l'optimisation des plans de chargement des REP. Sur cette thématique, différentes méthodes et techniques d'optimisation ont fait l'objet de multiples études et publications.

La plupart des publications et études traitent de cas d'optimisation mono-objectif (i.e. minimise une fonction coût) et/ou mono-physique. Les travaux de [NaSM99] sont les premiers, en 1999, à traiter de l'optimisation mono-objectif d'un cœur de réacteur (optimisation d'un cœur de REP d'un point de vue neutronique, via des algorithmes génétiques). D'autres études suivront, optimisant généralement le cœur sur des aspects uniquement neutroniques. Récemment, les travaux de [DAPS12] proposent une nouvelle méthode pour optimiser directement la forme des cœurs. Cet exercice, appliqué au cas des RNR-Na, présente des cœurs avec des performances accrues grâce à un design en rupture avec les conceptions conventionnelles. De par les outils et les modèles utilisés (modèle neutronique basé sur de la diffusion à un groupe, prise en compte de peu de contraintes sur le design du cœur...) ces travaux ne

permettent pas d'obtenir des cœurs viables technologiquement, mais ouvrent la voie à de nouvelles méthodes d'optimisation.

Les études pour des optimisations multi-objectifs et multi-physiques sont relativement récentes. La thèse CEA de [Ingr11] développe une méthode d'optimisation (nommé FARM, basée sur des algorithmes génétiques) des cœurs de GFR (Gas cooled Fast Reactor). Dans cette démarche les performances du cœur en neutronique, mécanique et thermo-hydraulique sont estimées via des modèles simplifiés (ou par interpolations des résultats des codes de référence). Simultanément [HGAF10] publie le 1^{er} exercice d'optimisation multi-objectifs et multi-physiques appliqué aux RNR-Na. Dans la démarche mise en place, les performances du cœur sont systématiquement estimées via des méta-modèles formés grâce aux codes de références. **Ces travaux aboutiront à la création de TRIAD (Tools for Reactor optImization Analysis and Design), présenté dans [HJAP13]. C'est cet outil qui sert de support aux travaux réalisés dans ce mémoire.**

EDF R&D contribue activement à la thématique de l'optimisation des RNR-Na [SVPT13]. Les exercices d'optimisations réalisées sont multi-physiques et optimisent les cœurs sur un nombre élevé de paramètres. Mais ces travaux n'utilisent pas d'algorithme d'optimisation, des millions de calculs sont réalisés et seules les configurations les plus intéressantes sont analysées (méthode nommée SDDS). [HIDD11] détaille les méthodologies utilisées par FARM, TRIAD et SDDS.

1.2.3. POURQUOI PRENDRE EN COMPTE DES INCERTITUDES DANS LE PROCESSUS D'OPTIMISATION ?

Comme nous venons de l'évoquer, des travaux antérieurs à la thèse ont montré que l'utilisation d'algorithmes d'optimisation permet d'obtenir des réacteurs potentiellement plus performants. Ces méthodes permettent de visualiser l'ensemble des réacteurs présentant les meilleurs compromis possibles entre les différents critères, par exemple en rendant les cœurs plus performants économiquement (plus compacts) ou plus sûrs (marge à la fusion plus importante).

Cependant, la modélisation du comportement d'un cœur est entachée de nombreuses sources d'incertitudes. Toute modélisation d'un phénomène physique se base sur des hypothèses introduisant des approximations. Les paramètres des modèles, par exemple les sections efficaces en neutronique ou la conductivité en thermique, sont issus de mesures et sont donc entachés d'incertitudes. Par ailleurs, les paramètres définissant les géométries et les compositions du réacteur sont issus de processus industriels (comme l'usinage, le frittage...) dont les tolérances de fabrication introduisent de nouvelles incertitudes. Le couplage entre les différentes physiques en jeu rend l'estimation de la propagation de ces incertitudes complexe.

L'impact des incertitudes (détaillé *chapitre II*) sur le calcul des performances d'un cœur de RNR-Na et l'utilisation de méthodes d'optimisation introduisent de nouvelles problématiques :

- Comment optimiser des cœurs « complexes » (i.e associés à des espaces de conception de dimension élevée avec plus de 20 paramètres variables) en prenant en compte les incertitudes ?
- Comment se comportent les incertitudes sur les cœurs optimisés par rapport au cœur de référence ?
- En prenant en compte les incertitudes, les réacteurs sont-ils toujours considérés comme performants ?

- Les gains des optimisations obtenus à l'issue d'optimisations complexes sont-ils supérieurs aux marges d'incertitudes (qui elles-mêmes dépendent de l'espace paramétrique) ?

Mettre en place les méthodes et les outils permettant d'apporter des éléments de réponse à ces quatre questions est l'objectif central de la thèse. Par rapport aux travaux précédents, ce mémoire développe deux nouveaux axes :

- L'exercice d'optimisation présenté *Chapitre III* est basé sur des modèles plus précis que ceux utilisés précédemment ;
- Un ensemble de méthodes et d'outils permettant d'estimer, puis de prendre en compte lors du processus d'optimisation, une partie des incertitudes pesant sur les performances des RNR-Na.

1.3. GLOSSAIRE

Ce glossaire résume l'ensemble des codes et des acronymes couramment utilisés dans le mémoire.

Nom et technologie de réacteurs

RNR-Na : Réacteur à Neutrons Rapide refroidi au sodium (Na).

ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration) : projet de RNR-Na de nouvelle génération (GEN IV) pilotée par le CEA ; d'une puissance de 1500 MW thermiques.

CFV (Cœur à Faible Vidange) : nom du cœur d'ASTRID.

REP (Réacteur à Eau Pressurisé) : technologie de réacteur actuellement exploité par EDF.

EPR (Evolutionary Power Reactor) : REP de nouvelle génération. Réacteur conçu par AREVA et vendu aux électriciens de TVO (sur le site finlandais de Olkiluoto), d'EDF (le site de Flamanville) et de CGNPC (sur le site chinois de Taishan).

Constituant technologique du réacteur :

Aiguille : élément confinant le combustible (équivalent du crayon des REP).

Fil espaceur : permet de maintenir constant l'espace entre les aiguilles.

Assemblage ou boîtier hexagonale : éléments contenant les aiguilles.

Ces différents éléments sont détaillés §1.4.1.

Durée de vie : temps passé par le combustible dans le réacteur.

JEPN : Jour Equivalent de Puissance Nominal. Un combustible utilisé à 80% de la puissance nominale pendant 10 jours a passé 8 JEPN en réacteur.

Cycle : la durée de vie du combustible est fractionnée en n cycles permettant l'entretien du réacteur (sur ASTRID il y a 4 cycles de 360 JEPN)

Neutronique :

Sections efficaces : grandeur physique relié à la probabilité d'interaction d'une particule pour une réaction donnée. L'unité est le barn (10^{-24} cm^2)

JEFF : [SBBC09] bibliothèque de donnée nucléaire.

COMAC : [SALN12] évaluation des incertitudes portant sur les données nucléaires de base (matrice de variance/covariance).

CONRAD : [HSLR10] code produisant les données COMAC.

Code réseau : en neutronique le code réseaux permet de calculer, à l'échelle d'un assemblage combustible, les sections efficaces équivalentes alimentant le code cœur.

ECCO : [Rimp95] code réseau de référence pour les RNR-Na.

Code cœur : code permettant de simuler les performances neutroniques d'un réacteur.

ERANOS : [RTLS06] code cœur de référence pour les RNR-Na.

APOLLO3® : [GLCL09] nouvelle génération de code cœur & réseau actuellement en développement au CEA.

MINOS : [BaLa07] solveur cœur diffusion et SPn d'APOLLO3®.

MINARET : [MoLa11] solveur cœur transport Sn d'APOLLO3®.

Déplacements Par Atome (dpa) / Gain de Régénération (GR) : indice évaluant certaines performances de la neutronique, détaillée §1.4.2.2.

Effet Doppler / Effet de vidange : contre réaction neutronique, détaillé §1.4.2.2.

Puissance linéique (PI) : puissance dégagée (en Watt) par 1 cm d'aiguille.

Standard Perturbation Theory (SPT) et Equivalent Generalized Perturbation Theory EGPT : méthodes permettant d'analyser l'impact de certaines perturbations sur le cœur, détaillé §2.5.2.6.

Thermohydraulique

CADI2D : [PaBe13] outils permettant de simuler le comportement thermohydraulique d'un Canal Diphasique en 2D, en développement au CEA.

Code système : en thermohydraulique le code système permet de simuler le comportement du cœur en situation nominal et accidentel.

CATHARE : [GAFK11] & [TBBD12] code système de référence, en développement au CEA..

TETAR : [HJAP13] outils CEA basés sur CADI2D, rendant des services équivalents à un code système.

Unprotected Loss Of Flow (ULOF) : transitoire thermohydraulique supposant une perte des pompes primaires et une défaillance des barres d'arrêt d'urgence du réacteur, détaillé §1.4.2.4.3.

Thermomécanique

GERMINAL : [RoPe00] code permettant de simuler le comportement thermomécanique (évolution des températures et des contraintes mécanique) des combustibles de RNR-Na durant l'irradiation.

Couplage entre codes

TRIAD (Tools for Reactor optimization Analysis and Design) : [HJAP13] outils regroupant l'ensemble des codes et des méthodes développées dans ce mémoire.

SALOME : [Sas06] plateforme open source de couplage inter code offrant des outils facilitant l'échange et la visualisation des données.

MED : nom du format d'échange de données de SALOME.

Propagation d'incertitudes :

ROOT : [BrRa97] framework développé par le CERN pour permettre l'analyse de grande quantité de données.

URANIE : [Gaud10] plateforme de propagation d'incertitude (basé sur ROOT) contenant aussi des outils permettant la formation de méta-modèle et la réalisation d'optimisation.

Combinaison des variances par approximation linéaire et échantillonnage Monte-Carlo : méthode de propagation des incertitudes, détaillée §2.2.

Analyse de Sensibilité (AS) : analyse l'influence de chaque variable sur l'incertitude étudiée, détaillée §2.3.

Méthode de Morris, coefficient de corrélation linéaire et indice de Sobol : méthode d'analyse de sensibilité, détaillée §2.3.

Méta-modélisation :

Méta-modèle : ces méthodes permettent de limiter le nombre d'appels aux codes de calculs (qui sont généralement coûteux en temps de simulation). À partir d'une base permettant leurs formations, les méta-modèles prédisent le résultat des simulations, détaillé §3.3.

Réseaux de neurones : méthode de méta- modélisation, détaillé §3.3.2.

Krigeage : méthode de méta-modélisation, détaillé §3.3.3.

Optimisation :

Optimisation multi-objectif : méthode qui optimise simultanément plusieurs objectifs, généralement contradictoires (sûreté et performance par exemple), d'un même problème, détaillé §3.2.

Méthode PAREBRO : [Baud12] méthode d'optimisation multi-objectif permettant de prendre en compte les incertitudes lors du processus d'optimisation, détaillé §3.2.2.1.

Algorithme génétique : algorithme d'optimisation, détaillé §3.2.1.1.

VIZIR : module optimisation mono et multi-objectif d'URANIE contenant des algorithmes génétiques, des essais particuliers, des colonies de fourmis...

1.4. PRÉSENTATION SYNTHÉTIQUE DE LA PHYSIQUE DES RÉACTEURS À NEUTRONS RAPIDES

Dans ce paragraphe il sera donné un simple aperçu sur :

- La technologie du réacteur ;
- Les phénomènes physiques en jeux dans le cœur.

L'objectif est de donner les éléments nécessaires à la compréhension des *chapitres II & III* aux non-spécialistes des RNR-Na. L'ouvrage de [Pbou86] détaille précisément le fonctionnement des réacteurs au sodium.

1.4.1. L'OBJET TECHNOLOGIQUE

Avant de détailler la physique des réacteurs, il est nécessaire d'assimiler leurs principes généraux de fonctionnement et le rôle de leurs principaux composants. Cette compréhension sera nécessaire à l'interprétation des résultats de la propagation d'incertitude et de la démarche d'optimisation.

Lors d'une fission, l'énergie la plus probable d'émission d'un neutron est située dans une plage comprise entre 0.1 à 2 MeV. Par la suite l'énergie du neutron est modifiée en fonction du nombre et de la nature des matériaux avec lesquels il rentrera en collision avant d'être absorbé. En moyenne pour chaque neutron absorbé, il y aura η neutrons produits. η varie en fonction de l'énergie du neutron provoquant la fission, ce qui crée deux grandes catégories de réacteur basé sur des :

- Neutron thermique (énergie inférieure à 0,025eV) avec un η égal à 2,11 pour l'uranium 235 et à 2,00 pour le plutonium 239. L'eau est généralement utilisée comme modérateur (c'est le cas dans les REP) pour ralentir (i.e. thermalisé) les neutrons. ;
- Neutron rapide (énergie au-delà de 1keV) avec un η égal à 2,28 pour l'uranium 235 et à 2,57 pour le plutonium 239. Le sodium (qui est transparent aux neutrons) est généralement utilisé comme caloporteur car il permet de conserver des neutrons rapides.
- Dans la plage d'énergie intermédiaire (dite épithermique) η commence par diminuer puis augmente.

Les réacteurs à neutrons rapides ont comme principal avantage [Cret14] :

- La totalité de l'uranium naturel placé dans le cœur peut être utilisée et convertie en énergie (contre environ 2% pour les REP) ;
- Il est possible d'incinérer les déchets nucléaires à vie très longue ;
- Le coût du combustible est quasiment indépendant du coût de l'uranium naturel ;
- Le rendement thermodynamique est supérieur : le rendement de Superphénix est de 40%, celui des REP est de 32 à 34% ;
- Ils rejettent une faible quantité d'effluents radioactifs (comme le tritium) ;
- Le personnel d'entretien de la centrale reçoit une très faible dose d'irradiation (irradiation constatée sur Phénix au moins 10 fois plus faible que dans les REP) ;
- Le pilotage de la centrale (i.e. le contrôle de la réaction en chaîne) et plus facile (absence d'impact sur la neutronique des produits de fissions, par exemple absence « d'empoisonnement au xénon ») ;

Mais les réacteurs au sodium présentent des problématiques spécifiques [Dire12], dont la gestion est facilitée par l'important retour d'expérience acquis sur les réacteurs Phénix et Superphenix, comme :

- Le choix des matériaux, qui doivent être capables de résister aux hautes températures et aux flux neutroniques élevés ;
- La maîtrise de la réactivité du réacteur, qui doit prévenir toute possibilité d’emballement de la réaction en chaîne lors de mouvements d’ensemble du cœur ;
- Manutention du combustible, qui est réalisé en aveugle (opacité du sodium) de manière télé-opérée ;
- Maîtrise des risques liés à la technologie sodium, qui impacte la disponibilité du réacteur ;
- Inspection en service, la réparabilité et le démantèlement du réacteur qui nécessitent des procédures spécifiques ;

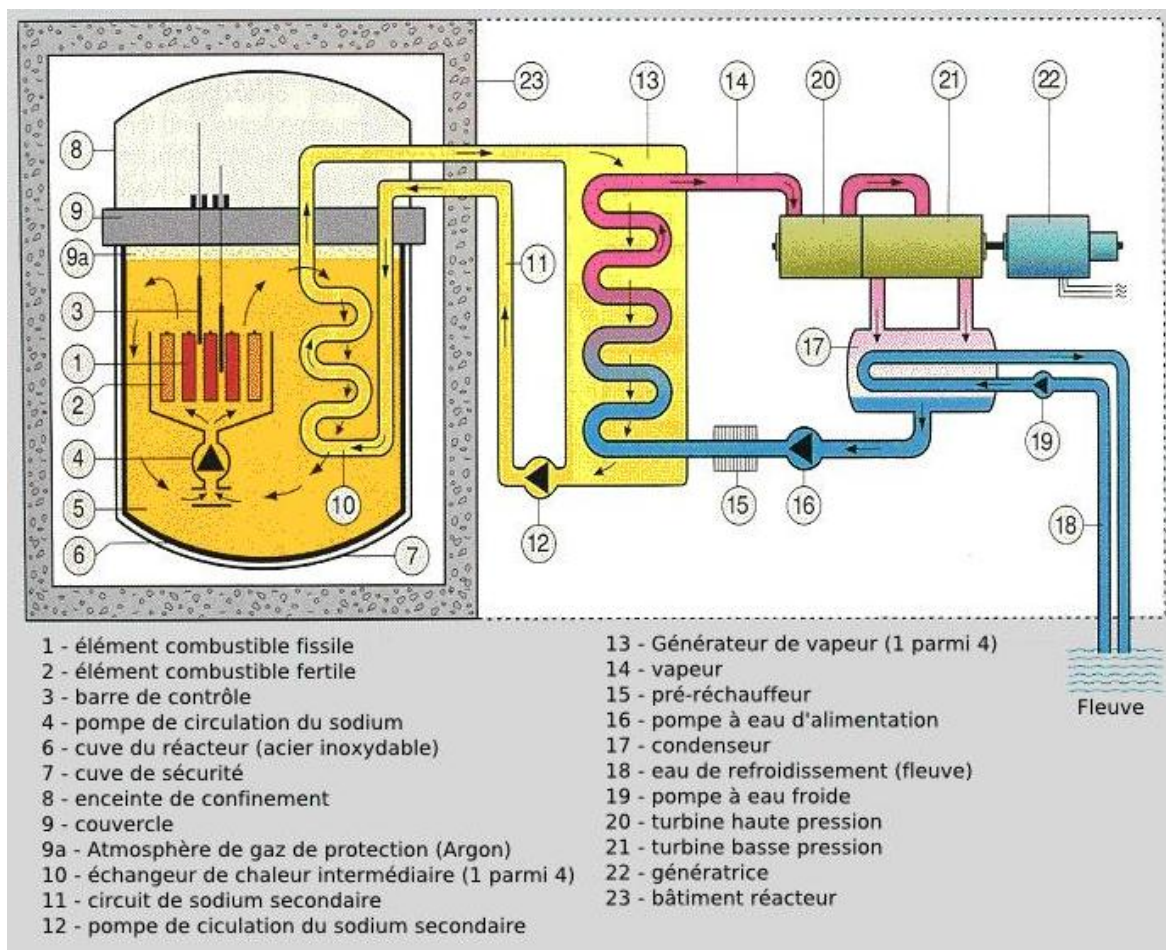


FIGURE 4 : SCHÉMA D'UN RÉACTEUR À NEUTRONS RAPIDES CALOPORTEUR SODIUM [AUTE08]

Technologiquement, dans la filière française des RNR-Na, le circuit primaire s'appuie sur une conception de type « piscine » de type intégré. Le circuit secondaire (en sodium) pénètre dans la cuve pour extraire la puissance produite par le cœur et l'évacuer vers le circuit tertiaire. Ce sont les circuits tertiaire et quaternaire qui convertiront la chaleur extraite en électricité, tout en servant d'interface avec la source froide. La Figure 4 ci-dessus illustre le fonctionnement des RNR-Na. Le circuit primaire n'est pas pressurisé. Il est combiné à la boucle secondaire en sodium, cela permet de limiter les risques de contact entre le sodium primaire et des sources d'eau ou d'air.

Par la suite, seule l'étude du cœur du réacteur (éléments 1 à 5 Figure 4) sera détaillée. Bien qu'étant l'élément clé, le cœur n'est qu'une partie du système. D'importants gains de sûreté et de performance peuvent être obtenus par l'optimisation des différents systèmes secondaires.

Le cœur du réacteur est constitué de trois grandes catégories d'assemblage (Figure 5) :

- Les assemblages combustibles qui constituent la source de puissance lors du fonctionnement du réacteur (élément 1 Figure 4). Le combustible est constitué d'un mélange d'oxyde de plutonium et d'uranium. Il est contenu dans des aiguilles dont la disposition est représentée par la Figure 5. La modification de la composition isotopique du combustible et de la géométrie des aiguilles sont un exemple de levier exploité lors des exercices d'optimisation pour modifier les propriétés des cœurs ;
- Les assemblages de protection (PNL et réflecteur Figure 5) qui entourent les assemblages de combustible (élément 2 Figure 4). Leurs rôles est de protéger les structures du réacteur (en particulier la cuve et les échangeurs primaires/secondaires) du flux de neutrons produit par les assemblages combustibles au sein du cœur ;
- Les assemblages de contrôle : qui accueillent des barres de commande et de sûreté, composés d'absorbant neutronique (élément 3 Figure 4). Le pilotage de la position axiale des barres de commande permet de réguler la puissance dégagée par le cœur.

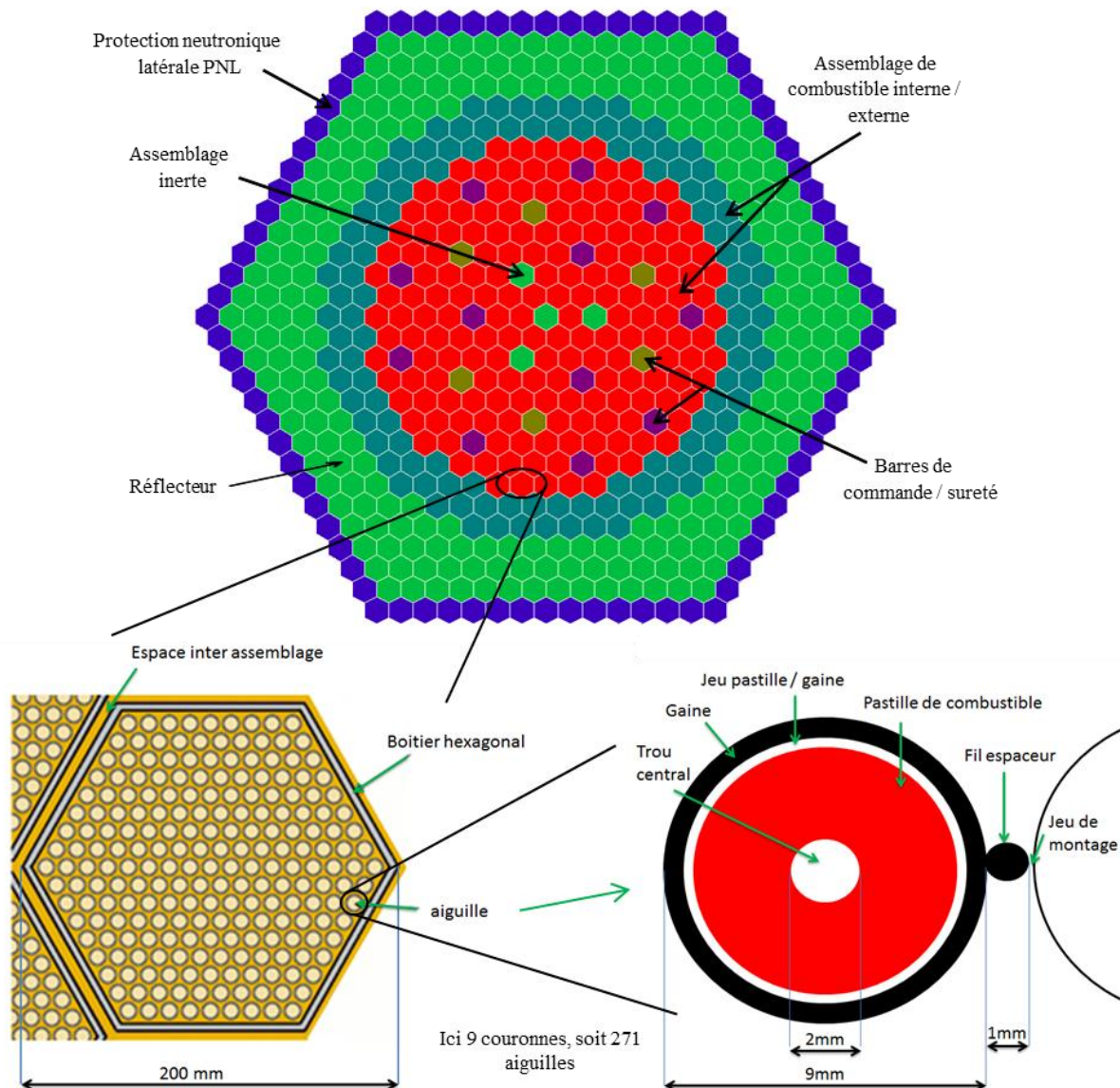


FIGURE 5 : VUE EN COUPE (VUE DE DESSUS) DU CŒUR (EN HAUT) D'UN ASSEMBLAGE (À GAUCHE) ET D'UNE AIGUILLE (À DROITE). DIMENSION INFORMATIVE

1.4.2. UNE PHYSIQUE COUPLÉE

Trois disciplines pilotent le comportement du cœur :

- La neutronique pilote la réaction nucléaire, qui est la source de la chaleur dégagée par le combustible ;
- La thermohydraulique pilote l'évacuation de la puissance du cœur vers les systèmes secondaires ;
- La thermomécanique dimensionne le comportement des structures, qui sont soumises à un fort stress (température et flux neutronique) au sein du réacteur.

Ces trois disciplines sont interdépendantes et leurs interactions et couplages sont présentés ci-après.

1.4.2.1. COUPLAGES DES DISCIPLINES

Les liens entre les différentes physiques sont représentés de manière schématique par la Figure 6 ci-après.

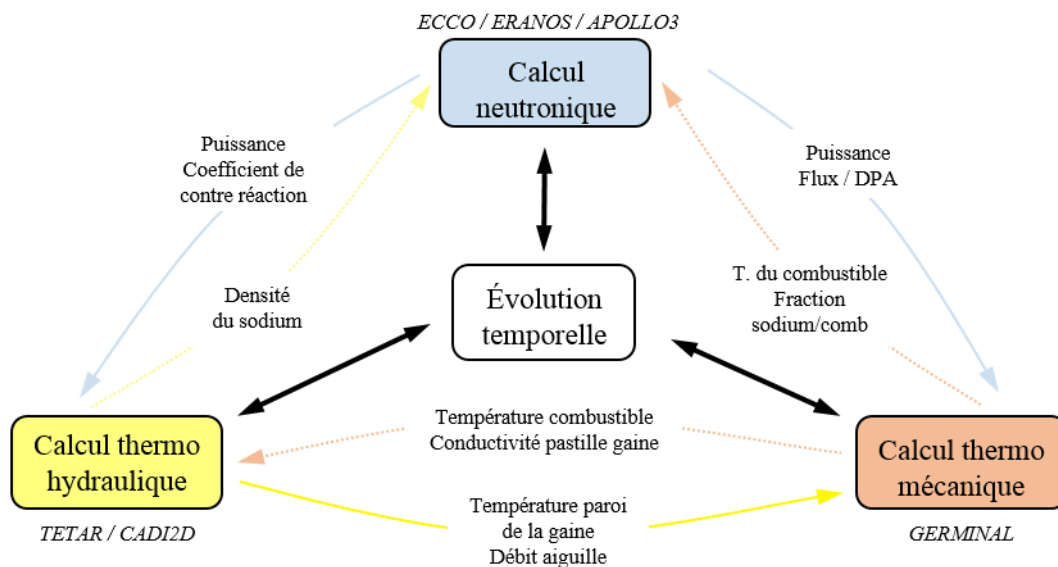


FIGURE 6: LIENS ENTRE LES PHÉNOMÈNES PHYSIQUES MIS EN JEU DANS UN RNR-NA

L'évaluation des performances d'un réacteur nécessite de chaîner :

- Un calcul de neutronique, pour déterminer la nappe de puissance ainsi que :
 - Les Déplacements Par Atome (dpa §1.4.2.2.3) reçus par les aiguilles. Les dpa représentent l'endommagement subi par les matériaux (endommagement dû au flux neutronique) ;
 - Un ensemble de coefficients de contre réaction (§1.4.2.2.4 à §1.4.2.2.9) nécessaire aux calculs thermohydrauliques en situation accidentelle.

Ces premiers éléments constituent les données d'entrée pour effectuer successivement :

- Un calcul de thermohydraulique stationnaire, qui évalue le débit nécessaire à l'évacuation de la puissance produite par chaque assemblage. Cela alimente les conditions limites de la thermomécanique (température et débit du sodium baignant l'aiguille) ;

- Un calcul de thermomécanique pour évaluer le comportement des structures soumises à l'irradiation et déterminer les températures et conductivité thermique au sein du combustible ;
- Un calcul de thermohydraulique en situation accidentelle (par exemple, accident de type Unprotected Loss Of Flow §1.4.2.4.2) pour modéliser l'évolution de l'état du cœur durant l'accident. Le code utilise les coefficients de contre réaction calculés en neutronique pour évaluer la variation de puissance (avec une cinétique point). Un tel processus nécessite la connaissance de la température du combustible (pour les contre-réactions Doppler) résultant des conductivités thermiques déterminées par la thermomécanique.

Les schémas de calcul usuels, modélisant les RNR-Na, chaînent les physiques. Mais des itérations supplémentaires peuvent s'avérer nécessaires pour assurer la convergence des calculs [CBHP14] quand il y a des influences réciproques. Par exemple, la nappe de puissance neutronique impacte et est impactée par la température du combustible et par la densité du sodium.

Dans des situations accidentelles graves, le sodium entre en ébullition. Cela provoque de rapides et fortes redistributions de débit et variations de température au sein du cœur. Il s'ensuit l'apparition de phénomènes fortement couplés avec des cinétiques rapides. Dans ce cas, de simples itérations entre les disciplines ne sont plus suffisantes. Des travaux sont actuellement en cours pour mettre au point les méthodes et outils gérant de tels cas de figure [Patr15] & [GuGS13]. Le point clef étant de mettre en place des techniques qui assurent une convergence numérique des schémas couplés sans avoir à réaliser des pas de temps trop faibles [KMWG12].

Dans le cadre de ce mémoire, seul le cas du simple chainage est traité. Toutefois, l'optimisation d'un cœur de RNR-Na reste, comme le montre la *Figure 6*, un processus multi-physique complexe et les incertitudes de chaque physique sont interdépendantes.

Les champs d'application et les domaines d'intervention de chacune des disciplines seront détaillés dans le paragraphe qui suit. Quant aux schémas de calcul mis en place et aux moyens d'évaluation des incertitudes, ils seront explicités au *Chapitre II*.

1.4.2.2. FOCUS SUR LES ASPECTS NEUTRONIQUES

Le champ d'application de la neutronique ne se limite pas aux seules évaluations des flux (exemple *Figure 7*) et des nappes de puissance mais s'étend aussi aux calculs :

- De la variation de réactivité durant le cycle (liée à l'évolution des concentrations isotopiques durant le cycle du combustible) ;
- Du gain de régénération ;
- Du facteur de forme et de l'évaluation des dommages subis par les structures (dpa) ;

Et à un ensemble de coefficients nécessaire aux calculs de thermohydraulique que sont :

- L'effet Doppler ;
- L'effet de dilatation sodium et vidange ;
- L'effet sommier ;
- L'effet dilatation des boîtiers hexagonaux ;
- L'effet dilatation gaine ;
- L'effet de dilatation cœur-cuve-barre ;

Les paragraphes suivants explicitent ce que représente chacun de ces coefficients.

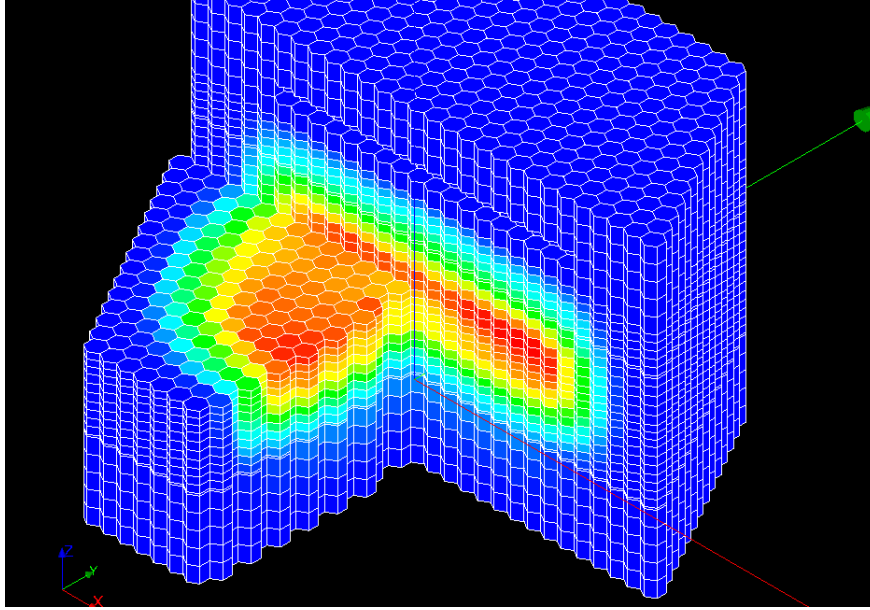


FIGURE 7: NAPPE DE FLUX À 1 GROUPE DU COEUR D'ASTRID : CALCUL APOLLO3® SUR UN CŒUR À L'ÉQUILIBRE, ASSOCIÉ À UNE VISUALISATION SALOME. LE FLUX VARIE ENTRE 0 ET 3.5E+15 N/CM²/S (DU BLEU AU ROUGE)

1.4.2.2.1. Équation de transport des neutrons et réactivité du cœur

En régime stationnaire le flux de neutrons dans le réacteur $\phi(\vec{r}, E, \vec{\Omega})$ dépend de l'espace $\vec{r}$, de l'énergie E et de l'angle $\vec{\Omega}$. Dans le cas d'un réacteur critique en régime stationnaire, l'équation de Boltzmann (sous forme intégréo-différentielle) régissant le flux de neutrons $\phi(\vec{r}, E, \vec{\Omega})$ s'établit dans une maille comme :

$$\begin{aligned}
 & \overbrace{\vec{\Omega} \vec{\nabla} \phi}^{\text{entrées et fuites de neutrons}} + \overbrace{\Sigma_t \phi}^{\text{disparitions par collisions}} = \\
 & \overbrace{\int_0^\infty dE' \int_{(4\pi)} \Sigma_s(\vec{r}, E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega'}^{\text{apparitions par diffusion}} \\
 & + \overbrace{\frac{1}{k_{eff}} \frac{\chi}{4\pi} \int_0^\infty v \Sigma_f(\vec{r}, E') dE' \int_{(4\pi)} \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega'}^{\text{neutrons produits par fission}}
 \end{aligned}$$

Avec : ϕ le flux, fonction de $\vec{r}, E, \vec{\Omega}$ en $\text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$

$\lambda = \frac{1}{k_{eff}}$, k_{eff} étant le facteur de reproduction effectif du système (égal à 1 si le réacteur est critique)

Σ_t la section de totale

Σ_s la section de scattering

$v\Sigma_f$ la section de productions des neutrons

χ le spectre de fission des neutrons

La résolution de l'équation de transport permet de connaître le facteur de reproduction effectif du système et la réactivité du cœur (dont l'unité est le pcm) défini comme [BuRe78] :

$$\rho = 1 - \frac{1}{k_{eff}}$$

1.4.2.2.2. Gain de régénération et variation de réactivité durant le cycle

On désigne par « cycle » le temps écoulé entre deux rechargements de combustible. À chaque rechargement seule une partie des assemblages est renouvelée, on parle alors de gestion des cœurs en fréquences multiples (pour plus de détails voir le *Chapitre II* §0). La durée de vie du combustible correspond au produit du nombre de cycles par la durée d'un cycle.

Une propriété majeure des RNR-Na est leur pouvoir surgénérateur : ils peuvent convertir plus de matière fertile en matière fissile, qu'ils ne consomment de matière fissile. Cette propriété est traduite par le Gain de Régénération (GR) du cœur. Un GR positif indique que le réacteur a produit plus de matière fissile (on parle de masse de plutonium 239 équivalente) qu'il n'a consommé de matière fertile (de l'uranium 238). En régime de fonctionnement nominal, du plutonium est consommé au centre du réacteur et de la matière fissile est produite en périphérie. La réactivité du cœur tend à diminuer et ce malgré un Gain de Régénération (GR) généralement positif entre deux phases de rechargement. Cela s'explique par une moindre importance, pour la réactivité, du plutonium produit en périphérie comparé au plutonium consommé au centre du réacteur. A titre d'exemple, pour ASTRID, le GR moyen d'un cycle est voisin de -0.01 (le cœur est quasiment isogénérateur).

Précisément le GR se calcule comme [BuRe78] :

$$GR = \frac{(production - absorption)_{de Pu\ 239\ équivalent}}{fissions}$$

$$GR = \frac{\sum_{i\ isotope} (C_i w_{i+1} + A_i w_i)}{\sum_{i\ isotope} (F_i)}$$

Avec : C_i, A_i, F_i le taux de capture, d'absorption et fission de l'isotope i
 w_i le poids de l'isotope i en Plutonium 239 équivalent définit comme :

$$w_i = \frac{\bar{\sigma}_i - \bar{\sigma}_{U238}}{\bar{\sigma}_{Pu239} - \bar{\sigma}_{U238}}$$

Avec : $\bar{\sigma} = \nu\sigma_f - \sigma_a$
 σ_f et σ_a la section de fission et d'absorption
 ν le nombre moyen de neutrons émis par fission

Idéalement, plus la variation de réactivité est faible, plus le nombre de barres de commande nécessaires pour piloter le cœur est faible. Le risque d'excursion de puissance due à une Remontée Intempestif des Barres (RIB est un scénario accidentel usuellement étudié en RNR-Na) est d'autant plus limité que le nombre de barres est faible et que celles-ci sont maintenues en position haute.

1.4.2.2.3. Facteur de forme et dommages subis par les structures (dpa)

Le facteur de forme permet d'évaluer le degré d'aplatissement de la nappe de puissance. Il est défini par le rapport entre la puissance maximale et puissance moyenne reçus par les aiguilles. Pour ASTRID f est voisin de 1,4.

Comme il sera vu en §1.4.2.3.2 l'irradiation tend à modifier les propriétés des matériaux. On calcule l'irradiation subie par la gaine en évaluant les Déplacements Par Atome (dpa) qu'elle subit. Les dpa évaluent le nombre de déplacements moyen subi par chaque atome durant la durée étudiée. Le temps maximal passé par l'assemblage en réacteur est dimensionné par sa limite dpa, qui est de 120 pour les gainages en acier AIM1 d'ASTRID.

En simplifiant, on peut relier les dpa reçus par la gaine à l'intégrale de la puissance qu'elle a subie durant la vie du combustible. Si le point chaud (position où est dégagée la puissance maximale) est fixe dans le réacteur, aplanir la nappe de puissance (en diminuant le facteur de forme) permet de diminuer les dpa subis par la gaine. La référence [CaKa89] détaille la manière dont sont produites les sections dpa.

1.4.2.2.4. Effet Doppler

L'effet Doppler [BuRe78] est la contre-réaction auto stabilisante la plus importante dans l'opérabilité des réacteurs. Elle est instantanée et est induite par une variation de température. Elle s'oppose aux variations de puissance. Par exemple, sur le cas d'ASTRID, une augmentation moyenne de la température du combustible de 100°C provoque une contre-réaction Doppler voisine de -80 pcm. Cette baisse de réactivité tend à diminuer la puissance du cœur et donc à stabiliser la température du combustible.

Une hausse de température produit une augmentation de l'agitation des noyaux. Cela se traduit par un élargissement des résonances des sections efficaces. Dans ces conditions le nombre de captures va augmenter, la réactivité va diminuer et la puissance du cœur va se stabiliser. Cet effet agit d'une manière inverse lors d'une diminution de la température.

L'effet doppler est évalué par la constante suivante exprimée en pcm :

$$K_d = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\ln\left(\frac{T_1}{T_2}\right)}$$

Avec : ρ_1 et T_1 sont respectivement la réactivité et la température du cœur dans son état initial
 ρ_2 et T_2 sont respectivement la réactivité et la température du cœur après une variation de température

Pour ASTRID le K_d est voisin de :

- -650 pcm pour le combustible fissile ;
- -390 pcm pour le combustible fertile.

1.4.2.2.5. Effet de dilatation cœur-cuve-barre

Cet effet conduit à un mouvement relatif des barres de commandes. Il résulte de trois dilatations :

- L'augmentation de température du sodium en sortie du cœur qui conduit à l'échauffement des tiges des barres de contrôle, ce qui entraîne l'insertion de ces dernières dans le cœur et conduit à une baisse de réactivité ;
- La dilatation axiale du combustible qui tend à augmenter l'insertion relative des barres de contrôle dans le cœur, et provoque une baisse de réactivité ;
- La dilatation de la cuve qui tend à retirer les barres de contrôle ce qui se traduit par une hausse de réactivité.

Pour ASTRID, un retrait des barres de commande de 1cm entraîne une augmentation de 27,7 pcm de la réactivité du cœur (barre de commande placée à l'interface entre le cœur externe et les vases d'expansion supérieure). La Figure 8 présente l'ensemble des dilatations différentielles en jeux.

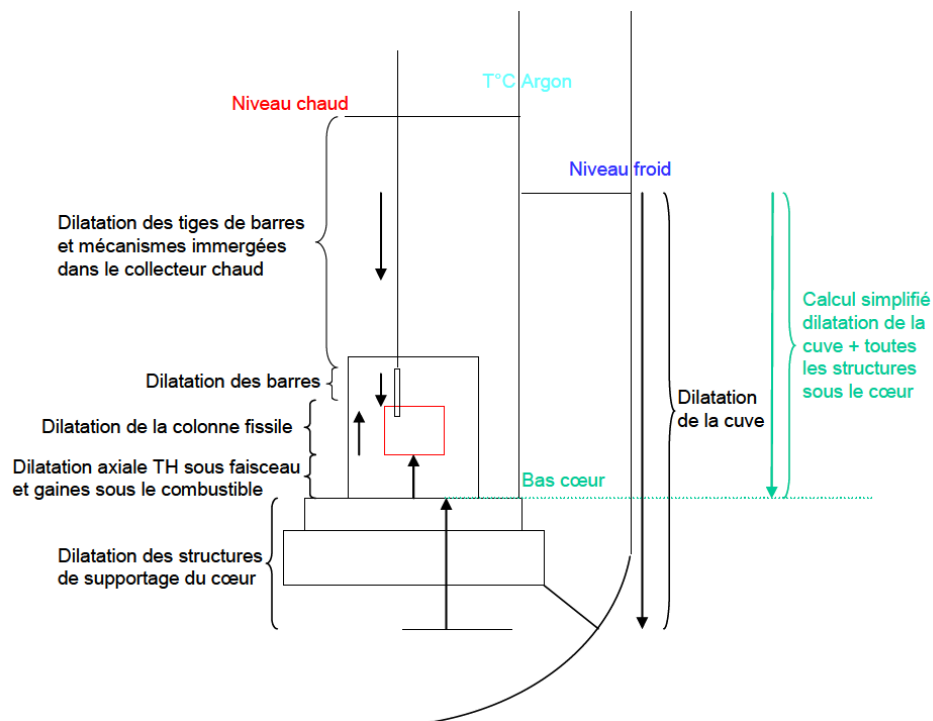


FIGURE 8: DILATATION DIFFÉRENTIELLE DES STRUCTURES. FIGURE ISSUE DE [CHEN11]

1.4.2.2.6. Effets de dilatation sodium et de vidange

Une augmentation de la température, voire une perte de caloporteur si la variation de température est extrême, entraîne plusieurs effets antagonistes :

- Bien qu'étant faiblement modérateur, le sodium ralentit les neutrons. La perte de modération induite par la réduction du ralentissement inélastique et élastique va durcir le spectre. Cela augmente la production de neutrons. Au final la réactivité du cœur augmente ;
- En périphérie du réacteur, le sodium joue le rôle de réflecteur. Sa dilatation va augmenter les fuites neutroniques. De plus le durcissement du spectre provoqué par la dilatation du sodium va également dans le sens d'une augmentation des fuites. Cet effet diminue la réactivité ;

- La diminution du nombre de captures par le sodium se traduit par un effet légèrement positif sur la réactivité.

Une sûreté renforcée implique un coefficient de vidange négatif : en cas de perte du caloporteur (situation accidentelle) il y a spontanément une diminution de la réactivité, sans comptabiliser la contre-réaction Doppler. Dans le cas d'ASTRID, cet effet est étudié en détail §1.5.

1.4.2.2.7. Effet de dilatation des boîtiers hexagonaux

Une augmentation de la température du sodium modifie la température des boîtiers hexagonaux (représenté *Figure 5*). L'effet produit peut être décomposé en :

- Une dilatation axiale du boîtier qui entraîne une diminution de la concentration linéique des atomes constituant l'acier. Cela diminue le nombre d'interactions entre la structure et les neutrons ce qui conduit à une augmentation de la réactivité. La phénoménologie est similaire à celle de la dilatation sodium ;
- Une dilatation radiale du boîtier va tendre à chasser le sodium de l'assemblage. L'effet sera équivalent à une dilatation sodium.

1.4.2.2.8. Effet sommier

Le sommier est le support, situé en bas du cœur, dans lequel sont fixés les assemblages (représentés par les « structures de supportage du cœur » *Figure 8*). Un échauffement du sodium en entrée du cœur va provoquer la dilation du sommier qui va augmenter l'écartement entre les assemblages. L'augmentation de la quantité relative de sodium dans le cœur aura un double effet :

- Augmenter la surface du réacteur et donc les fuites (cela diminue la réactivité du cœur) ;
- Un effet inverse à celui de la dilation du sodium vu précédemment.

Pour ASTRID, une augmentation de 100°C de la température du sodium au niveau du sommier provoque une baisse de 85,0 pcm de la réactivité du cœur.

1.4.2.2.9. Effet de dilatation de la gaine

Dans un RNR-Na le combustible se colle rapidement à la gaine. Comme pour l'effet de dilatation des boîtiers, l'effet de dilatation de la gaine peut être décomposé en :

- Une dilatation axiale de la gaine qui entraîne une dilatation identique du combustible (qui lui est lié) et se traduit par le même type d'effet qu'une dilatation du sommier ;
- Une dilatation radiale des gaines qui chassent du sodium. L'effet est équivalent à une dilatation radiale du boîtier.

Sur ASTRID l'effet combiné de la dilatation de la gaine et du boîtier, pour une augmentation de 100°C de la température du sodium, vaut (ordre de grandeur) :

- 27,1 pcm pour l'effet de la dilatation radiale ;
- -13,3 pcm pour l'effet de la dilatation axiale.

1.4.2.3. FOCUS SUR LES ASPECTS THERMOMÉCANIQUES

Une fois les propriétés neutroniques du cœur évaluées, les aspects thermomécaniques peuvent être analysés. Les propriétés des matériaux sont modifiées par les hauts flux neutroniques et les fortes chaleurs régnant dans le cœur. Deux points sont particulièrement surveillés:

- La tenue de la gaine à l'irradiation. Elle doit garantir le confinement du combustible durant le cycle ;
- La température du combustible doit rester inférieure à sa température de fusion (voisine de 2700°C). La marge à la fusion représente la différence entre la température de fusion du combustible et la température maximale atteinte durant la vie combustible.

1.4.2.3.1. Tenue de la gaine

La tenue de la gaine est influencée, durant l'irradiation, par les différents phénomènes que sont :

- La température ;
- La pression ;
- Le flux neutronique ;
- La corrosion ;
- L'Interaction Mécanique Oxyde Gaine (IMOG).

La température dégrade les propriétés mécaniques des aciers et peut aller jusqu'à provoquer des changements de phase (modification des propriétés des aciers).

La pression dans la gaine varie entre 1 bar en début de vie de l'aiguille, jusqu'à plus de 50 bars en fin de vie. Les fissions au sein du combustible relâchent des produits de fission gazeux à l'origine de cette forte augmentation de la pression. Un tel phénomène peut causer un fluage de la gaine (fluage amplifié par l'irradiation).

Le flux neutronique provoque sur la gaine :

- Une fragilisation de l'acier (i.e. une diminution de la limite de plasticité) ;
- un gonflement causé par les dpa reçus.

La déformation du diamètre extérieur de l'aiguille est la somme de la déformation causée par le fluage et le gonflement de la gaine.

De la corrosion peut apparaître si les taux de combustion sont supérieurs à 7-8 atomes pour cent avec l'apparition d'un Joint Oxyde Gaine (JOG) entre la gaine et le combustible.

L'IMOG peut provoquer une rupture de la gaine. L'irradiation du combustible provoque son gonflement. Progressivement le jeu pastille/gaine disparaît et le combustible entre directement en contact avec la gaine.

Pour résumer, deux critères dimensionnent la tenue de la gaine :

- La contrainte maximale équivalente de von Mises dans la gaine doit rester inférieure à la limite d'élasticité de l'acier. La contrainte et la limite sont toutes deux calculées en prenant en compte les éléments listés précédemment ;

- La limite de dpa, intrinsèque à la nuance d'acier (120 dpa pour l'acier de gainage d'ATRID), ne doit pas être dépassée.

1.4.2.3.2. Marge à la fusion

Un calcul précis de la marge à la fusion, c'est-à-dire de la température du combustible, nécessite une modélisation précise de la conductivité :

- De la gaine ;
- Du jeu entre la pastille et la gaine ;
- Du combustible.

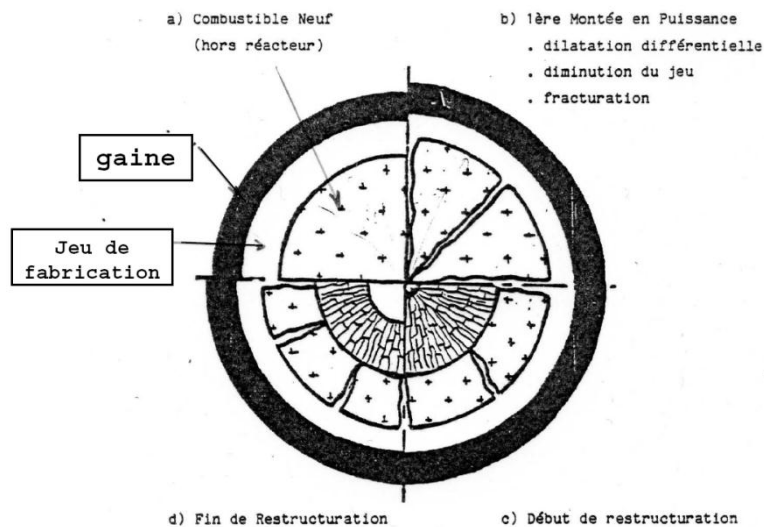


FIGURE 9: ÉVOLUTION THERMOMÉCANIQUE DU COMBUSTIBLE [PELL08]

Ces paramètres évoluent durant l'irradiation, comme le montre la *Figure 9*. En effet, lors du démarrage du réacteur, l'élévation de la température entraîne la dilatation du combustible et de sa gaine. Dans un premier temps, le comblement du jeu pastille gaine (par dilatation différentielle entre la gaine et le combustible) entraîne une diminution de la température au cœur de l'aiguille. De plus, la haute température au cœur du combustible (plus de 1700 °C), ainsi que le fort gradient de température, restructurent le matériau et donnent naissance à divers phénomènes [Lema12] comme :

- La croissance des grains au centre du combustible qui crée une augmentation de la conductivité thermique et une baisse de la température au cœur du combustible ;
- La migration des porosités vers le centre des pastilles qui va créer un trou central (ou l'agrandir s'il est déjà existant) et entraîner une baisse de la température au cœur du combustible. Cette migration des porosités cause une densification du combustible ;
- La redistribution radiale de l'oxygène dans le combustible (migration de l'oxygène vers l'extérieur de la pastille). Le rapport Oxygène/Métal (O/M) initial est un compromis entre la stabilité chimique du combustible (O/M inférieur à 2 permet une meilleure stabilité chimique) et la conductivité du réseau cristallographique (qui est optimal pour O/M égal à 2) ;
- La migration de l'uranium vers l'extérieur enrichit le centre de la pastille en plutonium. Cela modifie la conductivité de l'oxyde. L'impact sur la neutronique est négligeable, dans les RNR-Na le libre parcours moyen d'un neutron est important, l'impact des hétérogénéités locales est faible.

Durant les 1^{ères} semaines d'irradiation, le matériau se restructure, il y a une diminution de la température au cœur du combustible. Plus la puissance est importante plus la restructuration est forte. La dilatation cause une modification de la géométrie de l'aiguille, et la migration des porosités a tendance à densifier le combustible. La périphérie du combustible (moins chaude), sous l'effet des contraintes thermiques, se fracture (*Figure 9*).

Par la suite, durant l'irradiation, les fissions ont plusieurs effets sur le combustible :

- Le relâchement de produits de fission, généralement mauvais conducteurs thermiques ;
- La création de défauts dans le réseau cristallin ;

Ces deux phénomènes tendent à augmenter la température des aiguilles. Dans un même temps, le gonflement du combustible, causé par l'irradiation, est à l'origine :

- De la réduction, voire de la disparition du jeu pastille gaine ;
- De la diminution de la densité du combustible, ce qui dégrade la conductivité de l'aiguille ;
- De l'allongement de la colonne fissile.

Enfin un dernier paramètre impacte la marge à la fusion, le rapport Oxygène sur Métal (O/M), qui évolue. Le rapport O/M, initialement voisin de 1.98, tend vers 2 au cours de l'irradiation (une fission d'oxyde de plutonium, PuO_2 , libère deux atomes d'oxygène en plus des produits de fissions). Ceci provoque l'oxydation de certains PF, initialement métalliques (comme le Molybdène). La thermique du combustible est alors dégradée par la présence de ces nouveaux oxydes (mauvais conducteurs thermiques) et par les hétérogénéités qui apparaissent dans le réseau cristallographique.

La combinaison de tous ces phénomènes (généralement non linéaires et apparaissant par effet de seuil) rend la prédiction de la conductivité du jeu pastille gaine et de la température du combustible délicate et incertaine.

1.4.2.4. FOCUS SUR LES ASPECTS THERMOHYDRAULIQUES

Le rôle de la thermohydraulique dans la conception est double. Elle permet :

- De dimensionner le débit à fournir à chaque assemblage. L'objectif est d'évacuer la puissance produite par chaque assemblage en optimisant la répartition des débits entre les différents assemblages (cette opération est détaillée en §1.4.2.4.1) ;
- De vérifier la sûreté du cœur durant les transitoires accidentels.

Dans ce mémoire seul le transitoire accidentel ULOF (Unprotected Loss Of Flow) sera détaillé.

1.4.2.4.1. La répartition des débits

A tout moment du cycle étudié, la répartition des débits au sein du cœur doit répondre aux critères suivants :

- Une température maximale admissible de la gaine, de 620°C ;
- Tout risque de contact par dilatation différentielle entre assemblages voisins doit être écarté. Cela se traduit par une différence de température entre deux assemblages voisins inférieure à 50°C ;

- La température moyenne du sodium en sortie de cœur doit être égale à 550°C. Cette contrainte doit être respectée en moyenne sur la durée de vie du combustible et pas nécessairement à chaque instant.

L'opération de répartition des débits consiste à dimensionner les diaphragmes, placés en pied d'assemblage, qui permettent une répartition de débit conforme aux critères énoncés précédemment. La *Figure 10* illustre la répartition des débits au sein d'un cœur issu du *Chapitre III*. La connaissance du débit dans chaque assemblage permettra l'initialisation de l'étude thermomécanique.

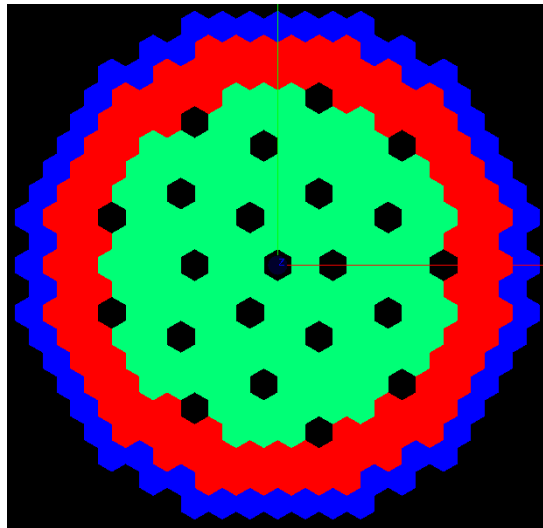


FIGURE 10: EXEMPLE DE RÉPARTITION DES DÉBITS (SUR LE CAS DU CONCEPT CŒUR ULOF QUI SERA PRÉSENTÉ CHAPITRE III). LE DÉBIT VARIE ENTRE 24.1 KG/S EN BLEU, 26.1 KG/S EN VERT ET 29.2 KG/S EN ROUGE. LES ASSEMBLAGES LES PLUS CHAUDS SE TROUVENT DANS LA ZONE ROUGE, ELLE POSSÈDE DONC LE DÉBIT LE PLUS IMPORTANT.

1.4.2.4.2. Les transitoires accidentels

L'étude du comportement du réacteur lors des transitoires accidentels est un processus complexe et crucial pour la sûreté. Cette analyse nécessite un ensemble de coefficients prédéterminés par la neutronique et la thermomécanique. L'étude des régimes accidentels ne peut se limiter à la thermohydraulique. Des solveurs de cinétique point et de thermique sont nécessaires pour étudier l'évolution de la puissance du réacteur durant les transitoires. Il existe plusieurs types d'accidents postulant diverses défaillances :

- Le BTI : suppose un Bouchage Total Instantané d'un assemblage. Sans moyen d'évacuer la puissance, l'assemblage victime du BTI va être endommagé. L'enjeu sera de le détecter rapidement pour éviter la dégradation des assemblages voisins ;
- La RIB (Remontée Intempestive d'une Barre), l'UTOP (Unprotected Trip Of Power) ou l'UFTOP (pour Fast UTOP) : suppose des retraits plus ou moins rapides de barres ou de grappes de commande. Là encore l'enjeu est de détecter l'accident avant que l'excursion de puissance n'endommage les assemblages ;
- Le LIPOSO: suppose la rupture d'une Liaison POMpe SOMmier. Cela conduit, en 1s, à une réduction du débit primaire de l'ordre de 50% ;
- Les accidents de type LOF, pour Loss Of Flow, non protégés (i.e. sans chute des barres de commande) :

- ULOHS : pour Unprotected Loss Of Heart Sink. Il s'agit de l'analyse de l'impact de la perte de la source froide sur le cœur ;
- Et enfin ULOF & ULOSSP (Unprotected Loss Of Station Supply Power) qui vont être détaillés ci-après.

Pour un réacteur du type d'ASTRID le transitoire le plus pénalisant est l'ULOF : Unprotected Loss Of Flow. Comme le récapitule le *Tableau 1*, l'ULOF et l'ULOSSP présentent les marges estimées vis-à-vis de l'ébullition les plus faibles. Dans ce mémoire nous nous concentrons exclusivement sur l'étude de l'ULOF. Mais, comme nous allons le voir, les physiques de l'ULOSSP et de l'ULOF sont proches. La marge à l'ébullition de ces deux transitoires est le point critique permettant d'assurer la sûreté du réacteur en conditions accidentelles graves.

	ULOSSP	ULOF	ULOHS	Rupture LIPOSO
Instant le plus pénalisant	Au pic (≈ 400 s)	Inflexion (≈ 400 s)	Etouffement (≈ 2000 s)	Au pic de température (≈ 10 s)
Marge à l'ébullition ($^{\circ}\text{C}$)	≈ 60	≈ 50	≈ 250	≈ 260
Puissance totale (MW)	≈ 200	≈ 500	≈ 350	≈ 1100

TABLEAU 1: ORDRES DE GRANDEUR DES MARGES À L'ÉBULLITION LORS DES DIFFÉRENTS TRANSITOIRES ACCIDENTELS DU CŒUR ASTRID-V1. ÉLÉMENTS ISSUS DE [MBCP11] & [CDMV13]

1.4.2.4.3. Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Flow (ULOF)

Le transitoire ULOF suppose une perte des pompes primaires et une défaillance des barres de commandes (non insertion). Deux cas de figure peuvent se présenter :

- L'effet de dilatation du sodium est positif, l'augmentation de la température du sodium provoque une augmentation de la réactivité du cœur. L'augmentation de puissance entraîne une élévation de la température moyenne du combustible. La contre-réaction Doppler agit et finit par stabiliser le réacteur à une puissance supérieure à sa valeur nominale. Généralement il s'en suit une vidange conséquente du cœur et seuls des codes dédiés aux accidents graves [TKYF02] peuvent modéliser le comportement du réacteur durant ce régime transitoire. S'il y a fonte des assemblages, le réacteur sera perdu ;
- L'effet de dilatation du sodium est négatif, l'augmentation de la température du sodium va provoquer une baisse de la réactivité du cœur. La baisse de puissance entraîne une diminution de la température moyenne du combustible. Baisse qui sera stoppée par la contre-réaction Doppler. La convection naturelle du cœur pourra maintenir pendant une certaine durée la température du sodium en dessous de la température d'ébullition. Ce temps varie en fonction du réacteur.

L'impact détaillé des différents coefficients de contre-réaction neutronique sur le transitoire ULOF sera explicitement analysé dans le *Chapitre II* paragraphe §2.6.2. .

Trois autres points clés dimensionnent le comportement de l'ULOF :

- L'inertie de la pompe primaire dimensionne la vitesse de perte du débit primaire. Si l'inertie est importante la transition du régime nominal vers la convection naturelle sera moins brutale ;
- Le coefficient de dilatation différentielle cœur-cuve-barre qui relie la variation de température du sodium et des structures à une insertion partielle des barres de commande. D'un point de vue neutronique il est aisé de calculer l'impact de l'insertion des barres mais la détermination de la

profondeur de leur insertion reste complexe. Cette profondeur d'insertion est liée à la température des structures. Son calcul est fonction de l'inertie thermique et des coefficients de dilatation des différents matériaux durant le transitoire. La *Figure 8* paragraphe §1.4.2.2.5 présente les différentes dilatations différentielles en jeu ;

- L'estimation de la température du combustible qui permet de calculer l'effet de la contre-réaction Doppler. Comme vu en §1.4.2.3.2 cette estimation est complexe.

In fine le comportement du cœur dépend d'un grand nombre de paramètres et des simulations numériques sont nécessaires pour son évaluation (*Figure 11*). En 20 secondes le débit de la pompe primaire est divisé par deux. La température du sodium atteint son maximum en une centaine de secondes puis se stabilise pendant plusieurs centaines de secondes. Nous modélisons uniquement les 200 premières secondes du transitoire ULOF.

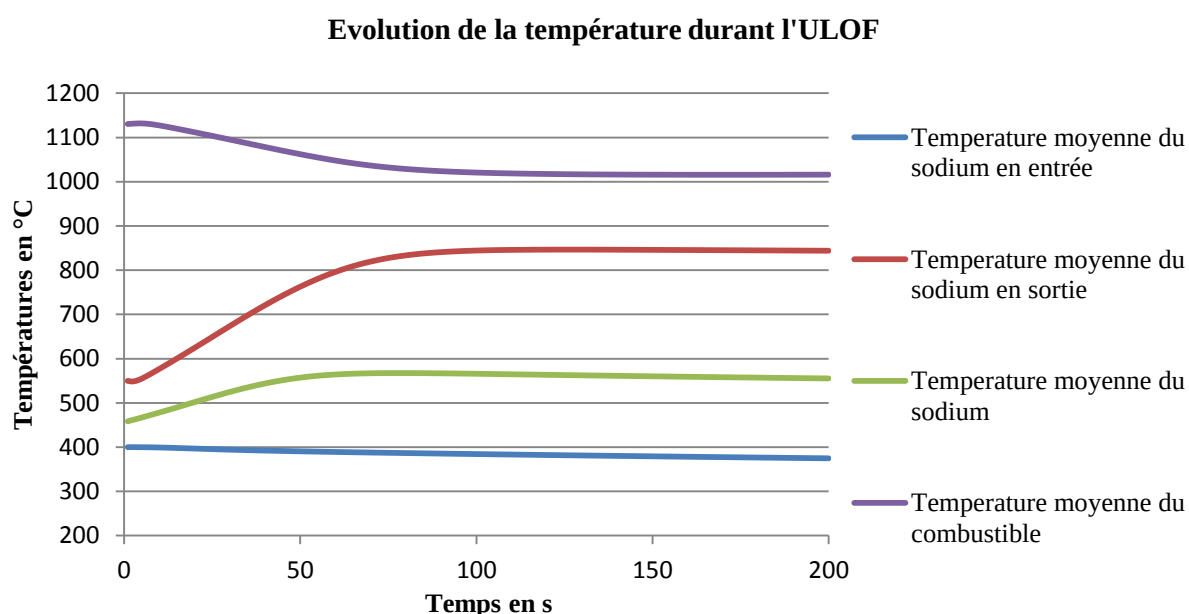


FIGURE 11: EVOLUTION DES TEMPÉRATURES LORS D'UN TRANSITOIRE ULOF SUR LE COEUR D'ASTRID. DÉTAIL PARAGRAPHE §2.6.2.

1.4.2.4.4. Le transitoire accidentel Unprotected Loss Of Station Supply Power (ULOSSP)

Un transitoire type ULOSSP, est la conjonction de deux phénomènes :

- La perte de toutes les alimentations électriques (i.e. perte des pompes primaires et secondaires) ;
- Une défaillance des barres de commande (non insertion).

Durant les premières minutes l'ULOF est généralement plus pénalisant que l'ULOSSP.

Dans l'ULOF le circuit secondaire continue de refroidir le circuit primaire. La température en entrée de cœur tend à diminuer, ce qui provoque une contre-réaction sommier positive. Dans le cas de l'ULOSSP le secondaire est perdu, la température du sodium en entrée de cœur tend à augmenter, la diminution de puissance du réacteur sera plus forte que dans le cas de l'ULOF.

1.5. PRÉSENTATION DU CŒUR DE RÉFÉRENCE : ASTRID

Les différents rappels, présentés ci-dessus permettent de comprendre les spécificités du cœur d'ASTRID [SBBF11], dit **CFV** pour Cœur à Faible effet de Vidange.

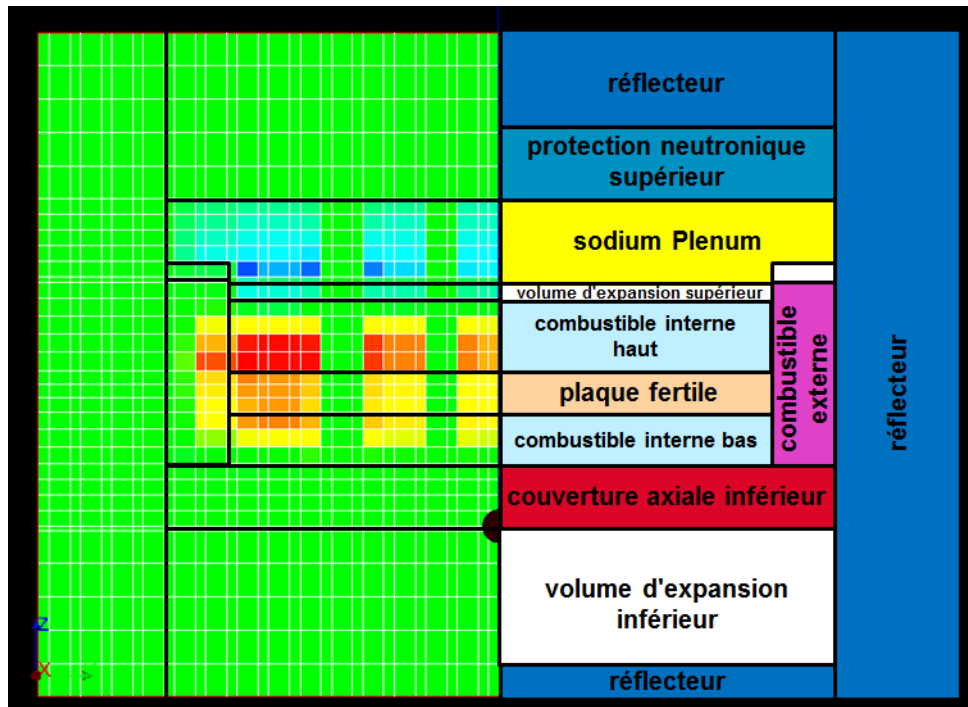


FIGURE 12 : À DROITE, VISUALISATIONS SIMPLIFIÉES DU CŒUR. À GAUCHE, DÉCOMPOSITION SPATIALE DE L'EFFET DE DILATATION DU SODIUM SUR LA RÉACTIVITÉ D'ASTRID. LES ZONES ROUGES AUGMENTENT LA RÉACTIVITÉ DU CŒUR, LES ZONES BLEUES LA DIMINUENT. L'EFFET EST DÉTAILLÉ EN §1.4.2.2.6

Pour un cœur refroidi au sodium d'une puissance comparable à celle d'ASTRID, l'effet lié à la perte du caloporteur (ou effet vidange) est positif. Rappelons que l'effet vidange est le résultat d'un durcissement du spectre (effet positif sur la réactivité) et d'une augmentation des fuites neutroniques (impact négatif). Pour réduire l'effet vidange, le principe du CFV est de chercher à maximiser les fuites lors d'une perte de modérateur grâce à :

- Un plénum de sodium, placé juste au-dessus du cœur (voir la Figure 12) et surmonté par des protections neutroniques (Figure 12). En fonctionnement normal les neutrons sont réfléchis par le sodium, mais sont absorbés par la protection neutronique supérieure en cas de vidange. Cela réduit fortement la réactivité du cœur en situation accidentelle. En cas de surchauffe lente, le plénum est le premier à se dilater ;
- Une plaque fertile est insérée au centre du cœur entre les plaques de fissile (voir la Figure 12). Elle déforme le flux neutronique de façon à l'augmenter dans la partie supérieure du cœur. Cela amplifie l'effet du plénum lors d'une vidange ;
- Un diabololo. On augmente légèrement la hauteur du cœur externe de façon à augmenter la surface en regard du plénum et à en accroître encore les effets des fuites. De plus, le diabololo augmente le rapport surface sur volume, ce qui réduit la corde moyenne (i.e. la distance moyenne entre le point d'entrée et de sortie d'un neutron traversant le réacteur). Tout cela favorise les effets de dilatation (et donc les fuites lors d'une augmentation de la température du sodium) au niveau de l'interface entre le cœur interne et externe.

Comme le montre la *Figure 12* la combinaison de ces effets permet d'obtenir un effet de vidange globalement négatif (mais positif dans certaines régions du cœur, effet détaillé §2.5.2.6.1). Le *Tableau 2* présente les caractéristiques principales du réacteur.

Caractéristique :	
Puissance thermique	1500 Mw
Masse de combustible / plutonium	≈ 40 / 4.9 tonnes
Nombre de cycles / durée	4 / 360 JEPN
Variation de réactivité durant un cycle	- 1548 pcm
GR moyen cycle	- 0,02
Puissance linéique maximale	484 W/cm
Effet de vidange en fin de cycle	-0.5 \$
Nombre de couronnes d'aiguilles/d'aiguilles par assemblage	8/217
Teneur moyenne en PuO₂	21.6 % vol
Nombre d'assemblage dans le cœur interne/externe	177/144 (total : 291)
Pas entre deux assemblages	175 mm
Hauteur / diamètre du cœur	≈ 4500 / ≈ 7000 mm
Hauteur / diamètre du combustible cœur interne	800 / 2170 mm
Hauteur / diamètre du combustible cœur externe	900 / 3400 mm
Hauteur du plenum dans le cœur interne/externe	400 / 300 mm
Hauteur de la couverture axiale inférieure	300 mm

TABLEAU 2 : ORDRES DE GRANDEUR DES CARACTÉRISTIQUES MAITRESSES D'ASTRID VERSION 1, LES VALEURS SONT ISSUES DE [CDMV13]

CHAPITRE II :

MÉTHODES DE PROPAGATION DES INCERTITUDES ET APPLICATIONS SUR LES RÉACTEURS AU SODIUM

2.1. Introduction	33
2.2. Méthodes de propagation des incertitudes.....	34
2.2.1. Méthodologie.....	34
2.2.2. Combinaison des variances par approximation linéaire	37
2.2.3. Méthode d'échantillonnage Monte-Carlo.....	37
2.2.4. Bilan des méthodes de propagations d'incertitudes	38
2.3. Méthodes d'analyse de sensibilité (AS).....	39
2.3.1. Méthode One At a Time (OAT)	39
2.3.2. Méthode de Morris.....	40
2.3.3. Coefficient de corrélation linéaire.....	41
2.3.4. Indices de Sobol (décomposition de la variance)	42
2.3.5. Bilan des méthodes d'analyse de sensibilité.....	43
2.4. Application : présentation du schéma de calcul modélisant les RNR-Na.....	44
2.5. Application : Incertitudes liées à la neutronique.....	46
2.5.1. Incertitudes liées au schéma de calcul neutronique	46
2.5.1.1. Apports de la nouvelle génération de schémas de calcul dédiés à la problématique d'optimisation avec prise en compte des incertitudes.....	46
2.5.1.2. Calcul réseau : calcul des sections efficaces (via le modèle ECCO)	47
2.5.1.3. Recherche de la teneur en plutonium critique.....	49
2.5.1.5. Génération des plans de chargement (via le modèle APOLLO3®).....	51
2.5.1.6. Montée en cycle à l'équilibre (via le modèle APOLLO3®)	54
2.5.1.7. Calculs des coefficients de contre-réaction (via le modèle APOLLO3®)	54
2.5.1.8. Incertitudes liées au solveur neutronique.....	55
2.5.1.9. Modélisation du réacteur	56
2.5.1.9.1. Nombre d'assemblages modélisé.....	57
2.5.1.9.2. Impact des symétries.....	57
2.5.1.9.3. Convergence des solveurs	58
2.5.1.9.4. Description angulaire du flux	58
2.5.1.9.5. Discrétisation spatiale pour les calculs des flux.....	59
2.5.1.9.6. Calcul des contre-réactions : les différents niveaux de schéma	61
2.5.1.10. Validation du schéma et des outils mis en place durant la thèse	62
2.5.1.11. Bilan des incertitudes liées aux schémas de calcul	64
2.5.2. Incertitudes liée aux sections efficaces	66
2.5.2.1. Définitions mathématiques	67
2.5.2.3. La méthode SPT : Standard Perturbation Theory.....	68
2.5.2.4. Sensibilité et Théorie des Perturbations	71
2.5.2.5. Méthode EGPT : Equivalent Generalized Perturbation Theory.....	72
2.5.2.6. Application des méthodes SPT et EGPT.....	72
2.5.2.6.1. Décomposition spatiale d'une variation de réactivité.....	73

2.5.2.6.2. Incertitudes sur la réactivité nominale du réacteur	74
2.5.2.6.4. Incertitudes liées aux données nucléaires sur les contre-réactions neutroniques et la variation de réactivité sur un cycle	79
2.5.2.7. Bilan de la prise en compte des incertitudes liée aux sections efficaces	80
2.6. Application : Incertitudes liées à la thermohydraulique	81
2.6.1. Le schéma de calcul thermohydraulique (via l'outil TETAR)	82
2.6.2. Étude du transitoire ULOF appliquée au cas du cœur de référence	84
2.6.3. Impact de la propagation des incertitudes neutroniques sur la thermohydraulique	85
2.6.3.1. Application au cœur de référence	86
2.6.4. Prise en compte de l'impact de l'insertion des barres de commande sur le transitoire	88
2.6.5. Prise en compte de l'impact de l'inertie de la pompe primaire sur le transitoire	88
2.6.6. Analyse de l'impact de la thermomécanique sur la thermohydraulique	89
2.6.7. Bilan des incertitudes et des impacts des différent paramètres / modèles sur l'ULOF	91
2.7. Application : incertitudes liées aux processus industriels (incertitudes technologiques) et à la thermomécanique	93
2.7.1. Impact des Incertitudes liées aux processus industriels sur la neutronique	93
2.7.2. Incertitudes liées à la thermomécanique de l'aiguille	97
2.8. Bilan des estimateurs d'incertitude étudiés	99

2.1. INTRODUCTION

La maîtrise des marges de sûreté est l'un des principaux enjeux du dimensionnement des systèmes nucléaires. La prise en compte des incertitudes est une problématique historique (dès 1967, Gandini [Gand67] publie sur la théorie des perturbations appliquée à la neutronique) qui évolue au gré des progrès réalisés dans les domaines de la modélisation des réacteurs.

Les récents développements des moyens de calculs ont rendu accessibles la méthode « d'échantillonnage Monte-Carlo » qui est présentée §2.2.3. Toutefois des méthodes plus anciennes basées sur les calculs des « coefficients de sensibilité », présenté §2.2.2. , restent intéressantes car elles permettent de réaliser une analyse de sensibilité avec, sous certaines hypothèses, un rapport coût de calcul sur précision compétitif.

Ce chapitre présente un état de l'art des différentes méthodes pour estimer l'impact des incertitudes sur les différentes physiques en jeu pour la conception des réacteurs au sodium. La problématique est vaste et il est difficile d'être exhaustif. La réflexion se concentrera sur un nombre d'incertitudes restreint.

Pour être intégrées lors du processus d'optimisation des RNR-Na, les différentes méthodes estimant l'impact des incertitudes doivent répondre à une double exigence :

- Le processus d'optimisation peut engendrer des cœurs avec des comportements variés. La méthode doit être généralisable aux différents types de configurations possibles ;
- La méthode retenue doit permettre de minimiser les surcoûts des calculs introduits par l'estimateur pour que la génération de **plans d'expérience** reste possible.

Remarque : Dans ce manuscrit un « **plan d'expériences** » est une base de données référençant les paramètres et les performances de plusieurs milliers de configurations de réacteurs. Son obtention permet de former des méta-modèles (que le §3.3. présentera en détail) qui sont nécessaires pour effectuer les optimisations.

La première partie de ce chapitre (§2.2. et §2.3.) est consacrée à un rappel bibliographique des différentes méthodes de propagation des incertitudes et d'analyse de sensibilité. Ces méthodes seront considérées par la suite pour estimer l'impact des incertitudes liées :

- §2.5. : à la neutronique du cœur et plus particulièrement aux incertitudes dues aux données nucléaires, §2.5.2. ;
- §2.6. : à la thermohydraulique lors de transitoires accidentels du type LOF (Loss Of Flow). Seul l'ULOF (Unprotected LOF) sera analysé ;
- §2.7. : l'impact des incertitudes liées aux procédés de fabrication des assemblages et à la thermomécanique des aiguilles.

Dans chacun de ces paragraphes, les hypothèses, les schémas de calcul et les codes utilisés seront détaillés avant d'étudier la problématique de la propagation des incertitudes.

2.2. MÉTHODES DE PROPAGATION DES INCERTITUDES

Formellement tout modèle physique peut être représenté par une équation réduite du type $y = f(x)$ dans laquelle la grandeur physique d'intérêt étudiée y (comme la réactivité du cœur, la température du combustible...) est représentée par une fonction f résultante d'une simulation numérique ou d'une « expérience ». Toutes les variables d'entrée sont les composantes d'un vecteur x dont la dimension (i.e. le nombre de paramètres contenu dans x) est notée d .

L'étude des incertitudes cherche à répondre à une double problématique :

- La propagation d'incertitude : qui détermine l'impact des perturbations des variables d'entrée sur une grandeur d'intérêt (i.e. la répartition statistique de y).
- L'analyse de sensibilité : qui hiérarchise l'impact des perturbations des entrées sur la variable d'intérêt [STCR04]. Ce résultat permet de concentrer les efforts de mesure et de modélisation sur les sources d'incertitudes les plus importantes.

Le champ d'application de l'analyse de sensibilité (AS) dépasse celui de la propagation des incertitudes. L'utilisation de modèles numériques complexes (i.e. avec un grand nombre de paramètres) rend délicate l'analyse physique des phénomènes en jeu. L'AS permet de bien cibler les variables influentes et ainsi de mieux cerner la physique des phénomènes en jeu.

2.2.1. MÉTHODOLOGIE

Dans la littérature les incertitudes sont généralement décomposées en deux catégories :

- Incertitudes aléatoires provenant de la variabilité naturelle de certains phénomènes (par exemple la durée de vie d'un composant électronique). Par nature ces incertitudes sont irréductibles ;
- Incertitudes épistémiques provenant d'un manque de connaissance lors de la modélisation du problème. Cette source d'incertitude peut être réduite et provient par exemple de :
 - *De la modélisation de la physique*. La mise en équations d'un système physique est fondée sur un certain nombre d'hypothèses et de simplifications, par exemple en neutronique l'équation du transport peut être simplifiée via le modèle de la diffusion ;
 - *Des paramètres de la modélisation* issus d'expériences et/ou de modèles avec leurs parts d'imprécision quant à leurs valeurs ;
 - *Des paramètres de l'étude* résultant de processus industriels et d'un ensemble de conditions de fonctionnement mesurées avec une précision limitée.

Deux sous catégories aux incertitudes épistémiques peuvent être notées :

- Incertitudes numériques qui proviennent des techniques de résolution numérique d'une équation ;
- Incertitudes statistiques qui apparaissent lorsqu'on modélise la physique via des méthodes de type Monte Carlo ;

La Figure 13 proposent une classification des sources d'incertitudes. Par la suite aucune incertitude du type « aléatoire » ne sera rencontrée. Seules des sources d'incertitudes épistémiques seront finement étudiées, et ceux dans le cadre de la théorie des probabilités.

En complément, l'état de l'art dans le domaine recommande d'être prudent lorsqu'on étudie des incertitudes épistémiques impactant un phénomène physique qui est modélisé de manière stochastique [Duy11]. Il peut être noté que la littérature propose d'aller au-delà des hypothèses de la théorie des

probabilités grâce à la théorie des probabilités imprécises [Wall91]. Cette théorie considère que l'on possède généralement une connaissance imprécise des lois de probabilités appliquée à la modélisation des incertitudes d'un système, mais que certaines propriétés de la distribution, comme les quantiles, peuvent être connus. Cela revient à encadrer une distribution de probabilités par deux distributions : une haute et une basse. [AgSS13] propose un état de l'art didactique mais assez exhaustif des travaux portant sur la modélisation des incertitudes.

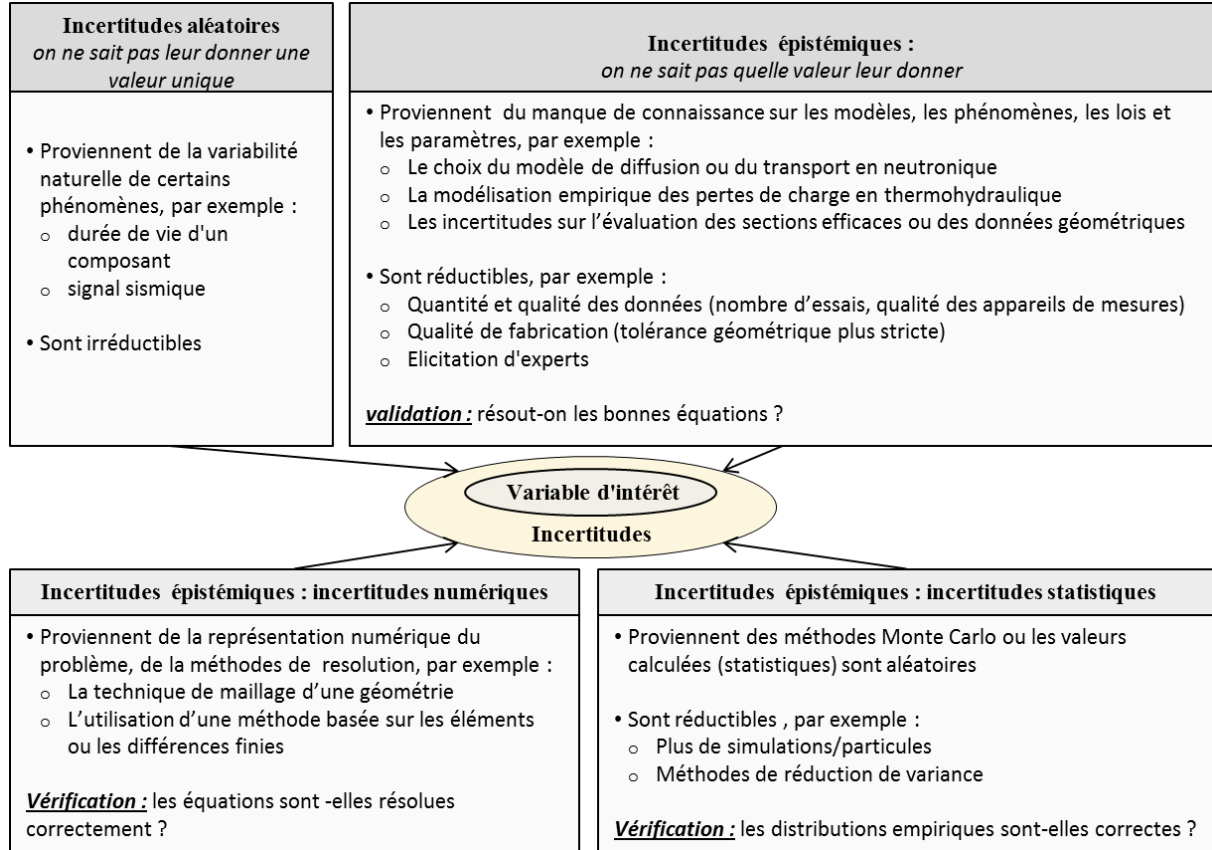


FIGURE 13: SOURCES D'INCERTITUDES

La résolution d'un problème de prise en compte des incertitudes épistémiques est usuellement réalisée en trois grandes étapes présentées *Figure 14*.

La première étape consiste à identifier les grandeurs physiques d'intérêt ainsi que les différents modèles utilisés tout en distinguant les variables :

- Jugées non pertinentes (noté k) qui seront fixées. Considérer a priori que toutes les variables sont incertaines rend le traitement du problème trop complexe. Cette étape nécessite un bon niveau d'expertise pour déterminer les variables les plus pertinentes pour la suite de l'étude.
- Incertaines (noté x et de dimension d tel que : $x = x_1, \dots, x_d$), dont on souhaite évaluer l'impact sur y ;

La seconde étape nécessite de modéliser la distribution des incertitudes de chacune des variables d'entrée. La modélisation des sources d'incertitude devra s'appuyer sur une ou plusieurs des connaissances issues :

- D'avis d'experts ;
- D'études à partir de codes de référence ;
- De bases expérimentales.

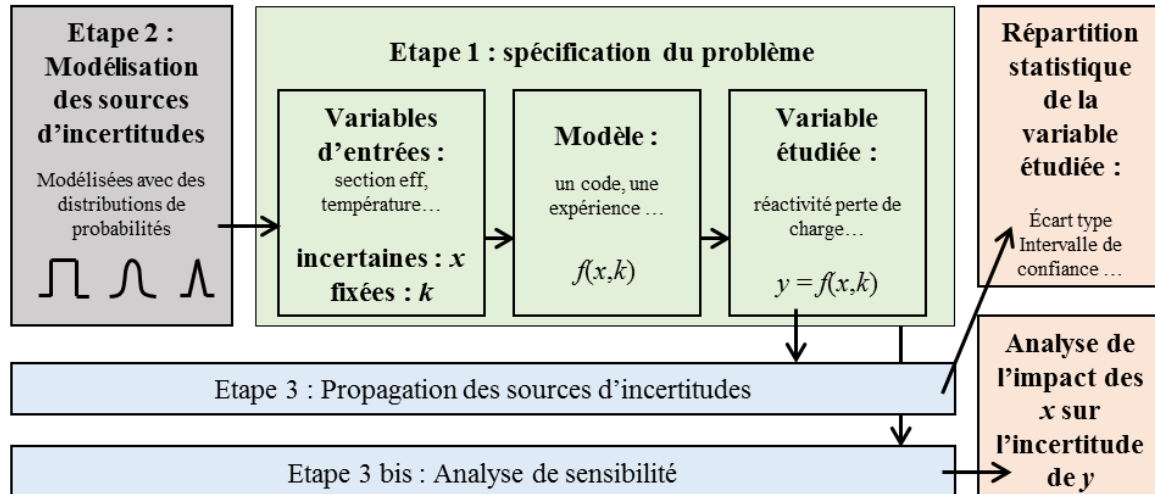


FIGURE 14: METHODOLOGIE DE PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES [RODT08]

En fonction des informations disponibles et en utilisant le principe du maximum d'entropie [PaBe09] & [Jayn57] (qui retient, parmi toutes les distributions possibles, celle qui maximise l'entropie de Shannon), seule la distribution la plus pertinente sera sélectionnée. Le *Tableau 3* présente les distributions les plus usuellement utilisées.

Bornes connus	Moments connus	Type de de distribution	Densité de probabilité
$a < x < b$	aucun	Uniforme	
$-\infty < x < \infty$	Moyenne Ecart type	Normale	
$0 < x < \infty$	Moyenne Ecart type	Log Normale	

TABLEAU 3: EXEMPLE DE CHOIX DU TYPE DE DISTRIBUTION MODÉLISANT LES SOURCES D'INCERTITUDES EN FONCTION DES BORNES ET DES MOMENTS CONNUS

Pour la troisième étape, le problème étant posé, les sources d'incertitudes ainsi que leur distribution spécifiée, la réalisation d'études devient possible. Il existe deux grands types d'approches possibles pour étudier la propagation des incertitudes :

- La méthode de combinaison des variances par approximation linéaire ;
- La méthode de propagations des distributions par échantillonnage Monte-Carlo ;

Comme nous allons le voir, ces deux méthodes sont complémentaires.

2.2.2. COMBINAISON DES VARIANCES PAR APPROXIMATION LINÉAIRE

La méthode de combinaison des variances permet :

- De réaliser une analyse de sensibilité ;
- D'obtenir la moyenne et l'écart type de la distribution de la variable d'intérêt y .

Cette méthode suppose la linéarité de y au voisinage de la valeur moyenne des x et nécessite d'obtenir toutes les dérivées partielles de y par rapport aux variables x . Il est souvent nécessaire de modifier les équations résolues par les codes pour accélérer l'obtention des dérivées partielles.

La méthode de combinaison des variances, présentée dans [PePh13], considère y comme un modèle linéaire (i.e que $y = \sum_i \alpha_i x_i$) ou comme un développement en série de Taylor au premier ordre d'un modèle quelconque autour d'un point x_0 :

$$y = f(x) = f(x_0) + s^T (x - x_0)$$

Où s sont les coefficients de sensibilité donnés par les dérivées partielles du modèle:

$$s_i = \left. \frac{\partial f(x)}{\partial x_i} \right|_{x=x_0}$$

On peut alors obtenir :

$$var(y) = s^T \Sigma s \quad (\text{Eq 1})$$

Avec Σ la matrice de variance-covariance des variables d'entrée. (Eq 1) est communément nommée « formule du sandwich » [CaIN04]. Dans le cas où les dérivées partielles s_i du modèle peuvent être déterminées, la méthode de combinaison des variances permettra de calculer une décomposition de l'impact de chaque x_i sur y :

$$\begin{aligned} \text{impact de } x_i \text{ sur } y &= s_i^2 var(x_i) + \sum_{i \neq j} s_i s_j cov(x_i, x_j). \\ var(y) &= \sum_i \left[s_i^2 var(x_i) + \sum_{i \neq j} s_i s_j cov(x_i, x_j) \right] \end{aligned}$$

Une faiblesse de la méthode, outre la linéarisation du modèle, provient du fait que le nombre de dérivées partielles à calculer est fonction de la dimension de x . Plus x est élevé plus le nombre de dérivées partielles à calculer est important. En supposant que le temps de calcul d'une dérivée partielle est constant, le coût en temps de calcul de la méthode est directement fonction du nombre de paramètres incertains.

2.2.3. MÉTHODE D'ÉCHANTILLONNAGE MONTE-CARLO

La méthode de propagation des distributions par échantillonnage Monte-Carlo (détaillé, par exemple, dans [DFBB07]) permet d'obtenir directement la distribution statistique de la variable d'intérêt. Sa mise en place ne repose sur aucune hypothèse simplificatrice (contrairement à la méthode de combinaison des variances par approximation linéaire). Son application nécessite de générer, par

tirage aléatoire, n échantillons de x en respectant les densités de probabilités et les éventuelles corrélations entre les variables. Puis il est nécessaire d'estimer la réalisation des n échantillons (i.e. de les calculer si on réalise des simulations numériques, de les mesurer pour une expérience). Les moments statistiques (l'espérance, la variance...) et les intervalles de confiance sont calculés grâce à la distribution de y ainsi obtenue. La *FIGURE 15* illustre ce processus.

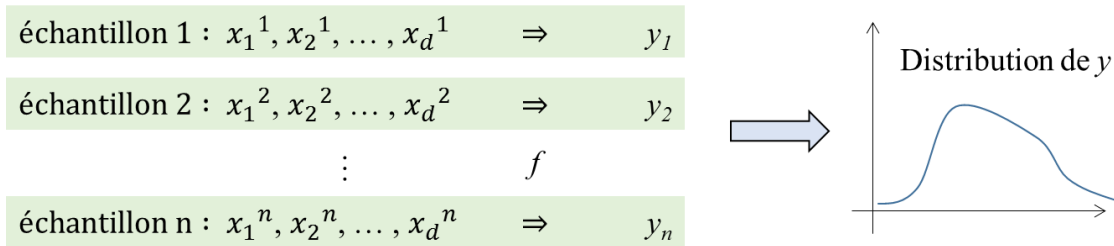


FIGURE 15: MÉTHODE DE PROPAGATION DES DISTRIBUTIONS PAR ÉCHANTILLONNAGE MONTE-CARLO

Les incertitudes sur les moments statistiques de la distribution sont uniquement fonction de la taille de l'échantillon et sont donc indépendantes de la dimension de l'espace des paramètres incertains, c'est un avantage de cette approche. Le théorème de la limite centrée ou encore « central limite » (sous la condition que les tirages soient indépendants) nous permet d'anticiper l'évolution des incertitudes sur les moments statistiques (évolution proportionnelle à $1/\sqrt{n}$),

Cette méthode ne permet pas aussi facilement que la méthode de combinaison de la variance de réaliser une analyse de sensibilité (AS). La « méthode de Morris » §2.3.1. ou les « indices de Sobol » §2.3.4. , permettent de lever cette limitation. Les indices ainsi obtenus sont plus précis que ceux obtenus par combinaison de la variance (car non basés sur des hypothèses de linéarité des modèles). Mais le coût en calcul nécessaire à leur obtention est souvent élevé. On aura recours aux surfaces de réponse (techniques présentées §3.3. *Chapitre III*) pour émuler rapidement la réponse des codes afin d'obtenir les indices nécessaires à l'AS.

2.2.4. BILAN DES MÉTHODES DE PROPAGATIONS D'INCERTITUDES

Dans le cas où il est possible d'obtenir les dérivées partielles de notre variable d'intérêt y et où on suppose la linéarité du modèle, la méthode de « combinaison des variances par approximation linéaire » permet de calculer directement la variance de y . Cette méthode, utilisable par exemple en neutronique §2.5.2. , permet de directement réaliser une analyse de sensibilité.

Contrairement à la première méthode, la méthode de propagations des distributions par échantillonnage Monte-Carlo ne nécessite, ni d'hypothèse sur le modèle, ni d'obtenir ses dérivées partielles. De plus cette méthode permet directement d'obtenir la distribution de y , plus riche en information que la variance obtenue par la méthode précédente. La méthode de propagation des distributions par échantillonnage Monte-Carlo est facile à mettre en place (via des outils comme URANIE [Gaud10]) mais beaucoup plus coûteuse en temps de calcul que n'importe quelle autre méthode de propagation des incertitudes.

2.3. MÉTHODES D'ANALYSE DE SENSIBILITÉ (AS)

L'analyse de sensibilité permet d'aller au-delà d'un simple intervalle de confiance sur la valeur qu'aura y et d'analyser la manière dont se propage l'incertitude

La difficulté majeure rencontrée lors des études de propagation d'incertitudes et d'analyse de sensibilité ne réside pas dans la maîtrise des outils statistiques, mais dans l'obtention de la fonction f . Exécuter plusieurs milliers de fois des codes aussi lourds que ceux utilisés en physique des réacteurs est un challenge. Vérifier la cohérence des résultats est une problématique à part entière qui sera plus finement analysée dans le §3.3.4. *Chapitre III*. Dans ce contexte, le faible nombre de cas à étudier avec l'OAT (One At a Time) est un excellent moyen de tester les schémas de calcul avant d'utiliser des méthodes plus précises. Les indices de Sobol nécessitent un nombre élevé d'appels à la fonction à évaluer, mais sont les indices fournissant l'analyse de sensibilité la plus détaillée. La méthode de Morris ou l'utilisation des coefficients de corrélation linéaire sont des méthodes complémentaires aux deux précédentes.

2.3.1. MÉTHODE ONE AT A TIME (OAT)

La méthode « One At a Time » (OAT [Klei97]) aussi nommée « One Factor At a Time » (OFAT) consiste à faire varier les valeurs d'une entrée en fixant les valeurs des autres entrées. Ces valeurs varient suivant un nombre donné de niveaux (noté nb_{lv}) préalablement définis (généralement deux ou trois niveaux). La *Figure 16* montre un exemple de plan OAT à deux niveaux dans le cas d'une fonction f à deux entrées. A partir d'un point donné, point noir, image d'une fonction $f(x_1, x_2)$, on calcule successivement $f(x_1 + \Delta x_1, x_2)$ puis $f(x_1, x_2 + \Delta x_2)$ (points bleus). Une telle approche montre qualitativement l'impact de x_i sur y . Plus x_i est influent plus il perturbe y .

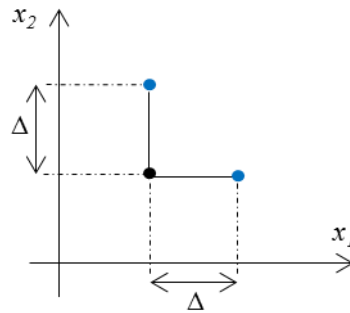


FIGURE 16 : PLAN OAT DE 2 NIVEAUX POUR DEUX ENTRÉES

Le nombre d'appels à la fonction à évaluer, possédant d paramètres variables, est égal à :

$$N_{eval} = (nb_{lv} - 1) * d + 1$$

La méthode des différences finies permet d'estimer simplement l'effet de chaque perturbation sur y :

$$\frac{dy}{dx_i} \approx \frac{f(x_0, \dots, x_i + \Delta x_i, \dots, x_d) - f(x_0, \dots, x_i, \dots, x_d)}{\Delta x_i}$$

L'OAT donne des tendances grossières et ne permet pas d'étudier les interactions entre les différentes variables d'entrées, ce qui limite fortement son intérêt pour l'analyse de sensibilité.

2.3.2. MÉTHODE DE MORRIS

La méthode de Morris [Morr91] & [SaCS00] peut être vue comme une généralisation de l'OAT [Ioos11]. Cette méthode permet de classer les entrées suivant trois catégories :

- Les entrées sans impact sur la fonction f ;
- Les entrées sans interaction mais avec des effets linéaires ;
- Les entrées avec des effets non linéaires et/ou avec des interactions (cette méthode ne permet pas de distinguer les deux types d'effet).

La mise en place de cette méthode est simple. Plusieurs points sont tirés dans l'espace des paramètres d'entrée (on note r le nombre de points tirés). Un OAT est réalisé à chaque point i tiré (i variant de 0 à r) permettant de déduire localement l'effet de la variation de l'entrée x_j sur f . La moyenne des valeurs absolues des effets (noté μ_j) indique l'importance de la perturbation de l'entrée x_j sur la fonction f . Le nombre nécessaire d'évaluations est tel que :

$$N_{eval} = r \cdot (d + 1)$$

On note $E_j^{(i)}$ l'effet de la perturbation de la sortie j au tirage i :

$$E_j^{(i)} = \frac{f(x_1, \dots, x_j + \Delta x_j, \dots, x_d) - f(x_1, \dots, x_j, \dots, x_d)}{\Delta x_j}$$

et donc :

$$\mu_j = \frac{1}{r} \sum_{i=1}^r E_j^{(i)}$$

On définit aussi :

$$\mu_j^* = \frac{1}{r} \sum_{i=1}^r |E_j^{(i)}|$$

L'impact sur la fonction f est d'autant plus important que μ_j^* est élevé. L'écart type des effets des perturbations sur x_j , noté σ_j , mesure la linéarité du modèle étudié vis-à-vis de x_j . Si les différentes entrées du modèle sont dé-corrélées et que la fonction f est linéaire, l'impact d'une perturbation est indépendant de la valeur de x_j et donc σ_j sera nul. A l'inverse un σ_j élevé indique que le modèle est non linéaire et/ou qu'il existe des effets d'interaction entre les différentes entrées.

σ_j se calcule :

$$\sigma_j = \sqrt{\frac{1}{r} \sum_{i=1}^r (\mu_j - E_j^{(i)})^2}$$

Généralement, on interprète de manière visuelle les résultats de la méthode de Morris en traçant les σ_j en fonction des μ_j^* . La *Figure 17* est un exemple d'application de la méthode de Morris sur le cas

d'une analyse de sensibilité réalisés sur une fonction $f(x_1, x_2, \dots, x_8)$. Sur ce cas on peut considérer que les variables :

- x_2, x_5, x_6, x_8 sont faiblement influentes car leurs σ et μ^* sont faible ;
- x_1, x_7, x_3 sont influentes et ont un effet linéaire sur la fonction car leurs σ est faible et leurs μ^* est important. De plus il n'existe pas d'effet d'interaction fort entre chacune de ces variables et les autres x_j ;
- x_4 est influent et a des effets non linéaires sur la fonction et/ou réalise des interactions avec les autres x_j car leurs σ et μ^* sont important.

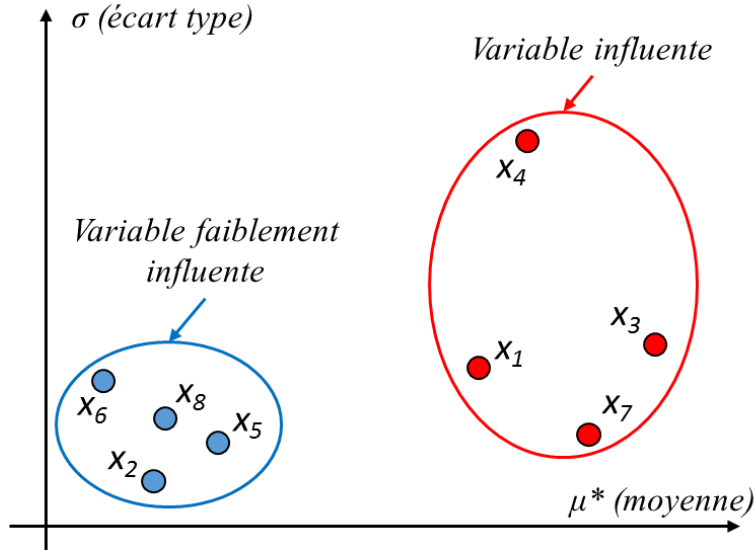


FIGURE 17 : ILLUSTRATION DE LA MÉTHODE DE MORRIS SUR UN CAS SIMPLE D'UNE FONCTION À 8 VARIABLES

2.3.3. COEFFICIENT DE CORRÉLATION LINÉAIRE

L'analyse des corrélations entre les différentes variables d'un problème est un outil simple, mais qui peut s'avérer pertinent, pour interpréter, par exemple, les résultats d'une optimisation. Cela permet d'analyser les éventuels liens entre les variables optimales et de mieux comprendre les choix réalisés par l'algorithme d'optimisation.

Le moyen le plus simple de calculer une corrélation entre deux variables est de calculer le coefficient de régression linéaire C_{Pear} (nommé coefficient de Pearson) :

$$C_{Pear} = cor(x_1, x_2) = \frac{Cov(x_1, x_2)}{\sqrt{Var(x_1) Var(x_2)}}$$

Avec la covariance :

$$cov(x_1, x_2) = E[(x_1 - E[x_1])(x_2 - E[x_2])]$$

Le coefficient de corrélation (i.e. le coefficient de régression linéaire) varie entre -1 et 1. Dans les cas où on analyse la corrélation entre deux variables x_1 et x_2 , si la corrélation est :

- Positive, cela veut dire qu'augmenter x_1 augmente, en moyenne, x_2 ;
- Négative, cela veut dire qu'augmenter x_1 diminue, en moyenne, x_2 .

Usuellement, il est considéré qu'il existe une corrélation significative entre deux variables si le facteur de corrélation est supérieur à 0.5 et une anti-corrélation significative si le facteur de corrélation est inférieur à -0.5. La Figure 18 illustre différents cas de corrélation.

Attention, une absence de corrélation n'implique pas une indépendance entre deux variables. Un cas d'école est la fonction $y = x_1^2$, avec $x_1 \in [-a, +a]$. Dans ce cas, y est complètement déterminé par x_1 mais le coefficient de corrélation entre ces deux variables est nul.

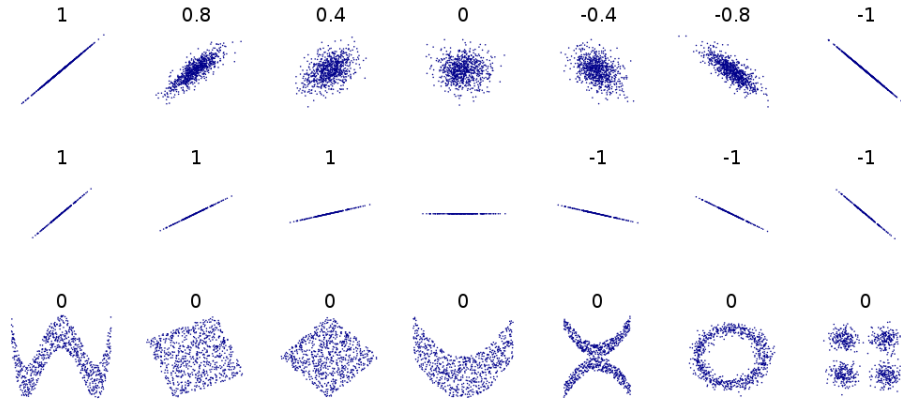


FIGURE 18 : EXEMPLES DE CORRÉLATIONS [BOIG00]

2.3.4. INDICES DE SOBOL (DÉCOMPOSITION DE LA VARIANCE)

L'idée maitresse de la décomposition de variances proposée par Sobol (détaillée dans [Ioos09]) est basée sur le fait que toute fonction peut être décomposée en une série de fonctions élémentaires de la forme :

$$Y = f_0 + \sum_{i=1}^d f_i(X_i) + \sum_{i<j}^d f_{ij}(X_i, X_j) + \dots + f_{12\dots d}(X_1, \dots, X_d)$$

En s'appuyant sur la décomposition de Hoeffding [HoOt48], Sobol propose d'abord une décomposition de la variance de y telle que:

$$Var[y] = \sum_{i=1}^d V_i(y) + \sum_{i<j}^d V_{ij}(y) + \sum_{i<j<k}^d V_{ijk}(y) + \dots + V_{12\dots d}(y)$$

Par la suite sont définis les différents indices dits de *Sobol* par les expressions ci-après:

$$S_i = \frac{V_i(y)}{Var(y)} \quad ; \quad S_{ij} = \frac{V_{ij}(y)}{Var(y)} \quad ; \quad \dots$$

Avec: $V_i(y) = Var[E(y|x_i)]$ et $V_{ij}(y) = Var[E(y|x_i x_j)] - V_i(y) - V_j(y)$

Enfin l'indice de sensibilité totale qui exprime tous les effets d'une variable d'entrée sur la sortie a été défini par Homma & Saltelli [HoSa96] et s'écrit:

$$S_{Ti} = S_i + \sum_{i \neq j} S_{ij} + \sum_{i \neq j, k \neq i, j < k} S_{ijk} + \dots$$

Les « indices de Sobol » [Sobo01] sont appréciés car ils sont synthétiques et faciles à interpréter :

- Si l'indice du 1^{er} ordre, S_i , est grand, le paramètre x_i est influent sur y . La réciproque n'est pas vraie.
- Si l'indice d'ordre total, S_{Ti} , est faible, le paramètre x_i n'a qu'une faible influence sur y .
- Les indices du second ordre, S_{ij} , expriment la sensibilité de y à l'interaction entre les variables x_i et x_j . De même pour les indices d'ordre n . Pour les problèmes avec un grand nombre d'entrées, seuls les indices d'ordre 1 et totaux sont étudiés.
- Si l'indice au premier ordre est faible mais que l'indice total est fort, ce sont des effets d'interaction entre les variables qui donne son influence à x_i .
- Les indices sont compris entre 0 et 1, la somme des indices vaut 1.

Les indices de Sobol supposent que les variables sont indépendantes. Leur estimation nécessite un nombre extrêmement conséquent d'appels à f (nécessaire à l'évaluation de toutes les variances conditionnelles). À moins que f soit une fonction analytique simple ou que d (le nombre de paramètres) soit très faible, le coût de calcul pour estimer les indices sera élevé. Si la dimension du problème est raisonnable l'utilisation de surfaces de réponse (techniques présentées §3.3. *Chapitre III*) permet de contourner cette difficulté.

2.3.5. BILAN DES MÉTHODES D'ANALYSE DE SENSIBILITÉ

Il existe de nombreuses autres méthodes d'analyse de sensibilité, seules celles utilisées dans la suite du mémoire ont été explicitées. Par la suite, les calculs de propagation d'incertitudes utilisent en :

- Neutronique la méthode de « combinaison des variances par approximation linéaire » qui permet de directement réaliser une analyse de sensibilité ;
- Thermohydraulique des méta-modèles seront formés pour réaliser des analyses de sensibilité avec les indices de Sobol.

Enfin l'analyse de l'impact des différents paramètres sur l'optimisation est réalisée en utilisant la méthode de Morris et les coefficients de corrélation linéaire.

2.4. APPLICATION : PRÉSENTATION DU SCHÉMA DE CALCUL MODÉLISANT LES RNR-NA

Le schéma de calcul mis en place pour les exercices d'optimisation, présenté *Figure 19*, se décompose en :

1. Un calcul neutronique qui évalue les performances neutroniques du cœur et produit les données d'entrée nécessaires au calcul de thermohydraulique transitoire.
2. Un calcul de thermohydraulique transitoire qui évalue le comportement du système lors d'un transitoire ULOF (transitoire décrit §1.4.2.4.3 et §2.6.2.).

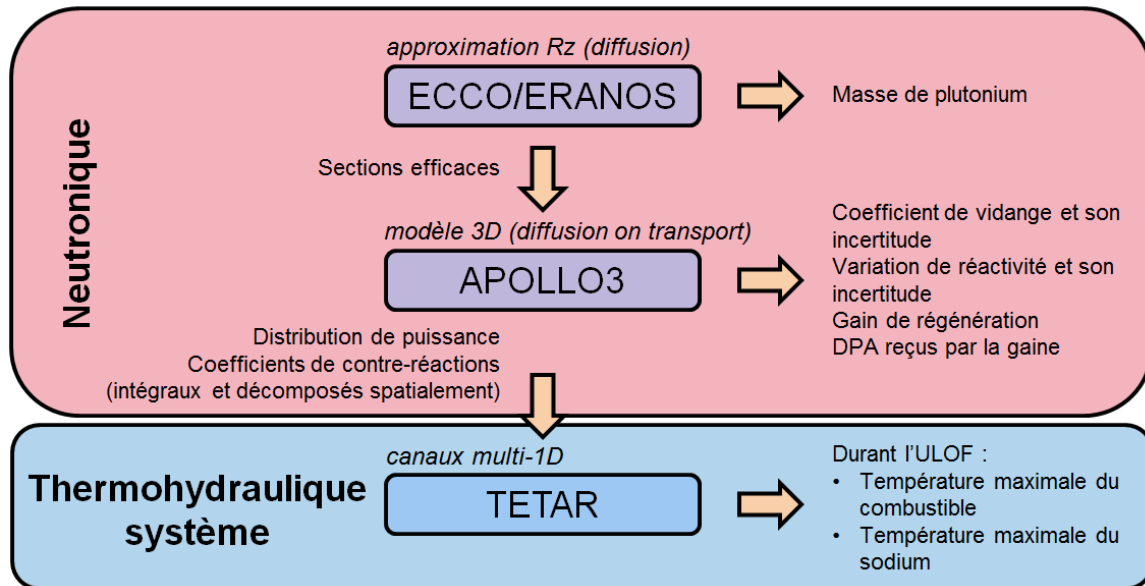


FIGURE 19: SCHÉMA DE CALCUL MIS EN PLACE POUR LES EXERCICES D'OPTIMISATION

Le schéma de calcul neutronique se décompose en deux étapes :

1. Un calcul réseau (actuellement basé sur le code ECCO [Rimp95], mais dans un futur proche APOLLO3® [GLCL09] prendra le relais) modélise finement un assemblage et produit les sections efficaces permettant de réaliser un calcul cœur. Lors de cette étape, nous ajustons la teneur en plutonium pour permettre au cœur d'être critique (calcul utilisant un modèle ERANOS [RTLS06]) ;
2. Un calcul cœur (réalisé avec le code APOLLO3®) qui évalue les performances neutroniques du réacteur (différentes performances détaillées en §1.4.2.2.) et un ensemble de paramètres nécessaires aux transitoires thermohydrauliques en situation accidentelle, à savoir les coefficients modélisant :
 - La dilatation sodium ainsi que la dilatation radiale aiguille et boîtier (coefficients décrit §1.4.2.2.6, §1.4.2.2.7 et §1.4.2.2.9) ;
 - L'effet Doppler (coefficient décrit §1.4.2.2.4) ;
 - La dilatation cœur-cuve-barre (coefficient décrit §1.4.2.2.5) ;
 - La dilatation axiale gaine et boîtier (avec l'hypothèse que le combustible est lié à la gaine, coefficients décrit §1.4.2.2.7 §1.4.2.2.9) ;
 - La dilatation sommier (coefficient décrit §1.4.2.2.8).

À la suite du calcul neutronique, le calcul thermohydraulique (basé sur l'outil TETAR [PaBe13]) permet de :

1. Dimensionner le débit des assemblages (méthode décrite §1.4.2.4.1)
2. Réaliser un calcul transitoire ULOF pour estimer la température maximale atteinte par le sodium et le combustible durant l'accident.

Les paragraphes suivants décrivent les schémas de calcul mis en place tout en analysant les incertitudes induites par les différentes approximations nécessaires à l'obtention d'un rapport performance sur coût de calcul compétitif (prérequis nécessaire aux calculs d'optimisations).

2.5. APPLICATION : INCERTITUDES LIÉES À LA NEUTRONIQUE

En neutronique les équations régissant le comportement du cœur (équation de Boltzmann) et de son évolution (équation de Bateman) sont connues. Comme vu dans la partie §2.2.1. il existe trois grandes sources d'incertitudes qui proviennent :

- De la modélisation des systèmes physiques : en neutronique, les problèmes sont discrétisés en espace et en énergie. Certaines approximations sur les solveurs (comme les méthodes SPn ou Diffusion qui simplifient l'équation du transport) et sur les schémas de calcul (condensation en énergie, ordre d'anisotropie des chocs...) sont nécessaires pour une résolution rapide de l'équation de Boltzmann, mais sont sources de biais méthodologiques dans les résultats. Le paragraphe §2.5.1. détaille le schéma de calcul mis en place pour le besoin des optimisations avec prise en compte des incertitudes et donne des estimations des biais introduits par les différentes approximations ;
- Des paramètres du modèle : les sections efficaces sont issues d'un processus d'évaluation complexe associant résultats de mesures fines et des prédictions de modèles physiques d'interaction nucléaire. La partie §2.5.2. détaille la prise en compte de cette source d'incertitude ;
- Des paramètres de l'étude : sont sources d'incertitudes sur les concentrations isotopiques du réacteur, en effet :
 - La composition exacte et la géométrie des différents éléments constituant le cœur sont entachées d'incertitudes. Cette problématique est détaillée §2.7.
 - Les conditions régnant dans le cœur (haute température et haut flux) entraînent une dégradation des matériaux (fluage, gonflement sous irradiation, migration des produits de fission...) qui impacte les concentrations isotopiques. Cette source d'incertitude ne sera pas traitée dans ce mémoire ;
 - Lors de l'irradiation, les réactions de fission engendrent des produits de fission dont les taux de production sont également incertains (rendement de fission). La prise en compte des incertitudes sur l'évolution des concentrations isotopiques durant le cycle de vie d'un RNR-Na et leur impact sur le flux, a fait l'objet, entre autres, d'une thèse CEA [Kham10] et ne sera pas traitée dans ce mémoire.

2.5.1. INCERTITUDES LIÉES AU SCHÉMA DE CALCUL NEUTRONIQUE

Ce paragraphe décrit le schéma de calcul neutronique mis en place pour les exercices d'optimisation avec prise en compte des incertitudes. Les biais entre ce schéma et la modélisation la plus précise possible (i.e. modèle « **best estimate** ») y sont détaillés.

Nous utilisons comme référence (nommé « cœur de référence ») le cœur ASTRID-V1 (aussi nommé CFV-V1) [CDMV13] avec des réflecteurs en oxyde de magnésium.

2.5.1.1. APPORTS DE LA NOUVELLE GÉNÉRATION DE SCHÉMAS DE CALCUL DÉDIÉS À LA PROBLÉMATIQUE D'OPTIMISATION AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES

Les 1^{ers} exercices d'optimisations [HJAP13] utilisaient un schéma de calcul bâti sur la chaîne industrielle utilisée par les réacteurs Phénix et Superphenix combinant les codes ECCO et ERANOS [Rimp95] & [RTLS06]. Le cœur est modélisé en Rz (i.e. en 2D avec un axe de rotation, ce qui revient

à modéliser le cœur comme un cylindre) ce qui permet de calculer rapidement les performances du cœur en transport ou diffusion, avec toutefois les inconvénients suivants :

- Une approximation forte est utilisée pour simuler la montée de cycle à équilibre : partant d'un cœur neuf on réalise une évolution égale à la moitié de la durée de vie du combustible. On suppose, sans simuler un rechargement, une équivalence entre le cœur ainsi obtenu et un cœur à l'équilibre ;
- Bien que valide pour estimer les grandeurs macroscopiques (effets de contre-réactions intégraux par exemple) le schéma de calcul Rz ECCO/ERANOS est moins fiable pour estimer des variables locales telles que la puissance dégagée au point chaud du cœur ou les dpa maximaux reçus par la gaine.

L'utilisation d'un schéma de calcul plus évolué permet d'estimer les biais introduits par les schémas industriels. Cette approche amène à utiliser le nouveau code de neutronique du CEA : APOLLO3 [GLCL09]. Deux solveurs sont adaptés à notre problématique :

- MINOS [BaLa07] qui offre un rapport avantageux entre le coût du calcul et sa précision (temps de calcul de l'ordre de la minute pour un cœur complet). MINOS permet de réaliser des calculs en diffusion ou en transport simplifié (méthode SPn) sur des cellules homogènes ;
- MINARET [MoLa11] qui permet de réaliser des calculs transport « best estimate » en utilisant des ordonnées discrètes (méthode Sn). Le coût d'un calcul reste élevé (comparé à des calculs en diffusion), mais le niveau d'optimisation du solveur (en particulier l'utilisation des ressources en parallèle) rend attractif le rapport entre le temps du calcul et sa précision (temps de calcul de l'ordre de l'heure pour un cœur complet).

Ces deux solveurs modélisent le cœur en 3D en utilisant des éléments finis. Dans ce contexte, pour réaliser la modélisation neutronique du cœur de référence, il a été nécessaire de :

- Développer un schéma de calcul neutronique dédié au RNR-Na basé sur APOLLO3® ;
- D'implémenter les méthodes de perturbation qui permettent d'estimer l'impact des incertitudes des données nucléaires sur les variables d'intérêt (§2.5.2.3. et §2.5.2.5. , ces fonctions sont aussi disponibles dans ERANOS [Tomm00]).

Ce paragraphe donne un aperçu du schéma développé, avec une attention particulière sur :

- La modélisation du plan de chargement ;
- La montée du cycle à l'équilibre ;
- Le calcul des coefficients liés aux effets de contre-réactions ;
- L'estimation des incertitudes et des biais méthodologiques du schéma.

Le paragraphe §2.5.2. décrit le fonctionnement des méthodes de perturbation et analyse l'impact des incertitudes liées aux sections efficaces sur les performances du cœur de référence.

2.5.1.2. CALCUL RÉSEAU : CALCUL DES SECTIONS EFFICACES (VIA LE MODÈLE ECCO)

La première étape du schéma de calcul consiste à produire l'ensemble des sections efficaces nécessaires au calcul cœur. Dans le schéma mis en place, les sections efficaces sont supposées constantes durant l'évolution et sont calculées une unique fois sur une cellule hexagonale représentant un assemblage neuf. Cette approximation repose sur le fait que les produits de fission, pour un spectre rapide, n'impactent que faiblement le flux. Le schéma développé pour l'exercice utilise ECCO qui est

le code de référence dans le domaine, et utilise la bibliothèque nucléaire JEFF 3.1.1 [SBBC09]. À partir de la définition des géométries à froid, ECCO calcule les géométries à chaud en prenant en compte la dilatation des structures causée par l'élévation de température.

Deux schémas de calcul sont usuellement utilisés :

- Un schéma de production des sections « rapide » basé sur une unique étape de calcul utilisant une géométrie homogène (i.e. l'assemblage est composé d'une « pâte homogène » représentant le mélange des différents matériaux de l'assemblage) et 33 groupes en énergie. Il y a tout d'abord une recherche du Laplacien critique puis calcul des sections auto-protégées ;
- Un schéma de production des sections « de référence » basé sur les étapes de calcul suivantes :
 1. Utilisation d'une géométrie hétérogène et de 33 groupes en énergie. Recherche du Laplacien critique puis calcul des sections auto-protégées ;
 2. Utilisation d'une géométrie hétérogène, de 1968 groupes en énergie et du Laplacien critique de l'étape 1. Puis condensation à 33 groupes des sections et calcul des sections auto-protégées ;
 3. Utilisation d'une géométrie hétérogène, avec les sections à 33 groupes de l'étape 2. Recalcul du Laplacien critique puis calcul des sections auto-protégées ;
 4. Homogénéisation de la géométrie avec les sections à 33 groupes et le Laplacien critique de l'étape 3.

Le schéma « de référence » a été validé à partir d'un retour d'expérience conséquent (i.e. par de nombreuses expériences sur réacteur et maquettes critiques). En comparaison du schéma « de référence », le schéma « rapide » introduit des biais assez conséquents (voir *Tableau 4*), à savoir :

- Environ -500 pcm sur l'évaluation de la réactivité du cœur ;
- Jusqu'à 20% d'écart sur l'estimation des effets différentiels en réactivité (effet Doppler) ;
- Un impact faible (0.65 W/cm) sur l'évaluation de la puissance linéique maximale.

Ces écarts sont constatés entre deux calculs cœurs sur le cas du cœur de référence. Entre les deux situations, seules les sections efficaces microscopiques sont modifiées (i.e. concentration et géométrie sont maintenue identique).

Schéma de production des sections :	Schéma « rapide »	Schéma « de référence »	Écart entre les deux schémas	
			en pcm	en %
Réactivité nominale en pcm	-439,8	48,2	-488,0	X
Delta rho réactivité cycle en pcm	-1661,9	-1774,2	112,3	-6,8%
Delta réactivité Doppler (+1000°C) en pcm	176,3	146,8	29,5	17%
Delta de réactivité vidange en pcm	-72,8	-67,2	-5,6	8%
Puissance linéique maximale cycle en W/cm	496,5	495,8	0,65 W/cm	0,1%

TABLEAU 4: IMPACT DU SCHÉMA DE CALCUL DE L'AUTOPROTECTION SUR LES EFFETS EN RÉACTIVITÉ. SEULES LES SECTIONS DU COMBUSTIBLE SONT AUTOPROTÉGÉES FINEMENT. LES SECTIONS SONT PRODUITES PAR ECCO ET ALIMENTENT UN CALCUL CŒUR APOLLO3®

Le surcoût de calcul introduit par l'utilisation de sections auto-protégées finement est trop important pour être mis en place dans les calculs d'optimisation. En effet la production des sections prend moins d'une heure avec le schéma « rapide », et plus de 10 heures avec le schéma « de référence ».

Les calculs réalisés par la suite utilisent donc exclusivement des sections obtenues via le schéma « rapide » de production des sections. L'analyse des incertitudes provenant de l'autoprotection ne sera pas étudiée davantage dans ce mémoire. Les axes suivants d'amélioration peuvent être dégagés pour des études futures :

- Analyser finement l'impact des incertitudes sur la production des sections efficaces lors de la mise en service du modèle d'autoprotection dans le nouveau code neutronique APOLLO3® ;
- Utiliser des bibliothèques de sections multi-paramétrées en fonction des fractions des différents constituant de l'assemblage (combustible, sodium, acier et vide). En effet, actuellement chaque calcul neutronique fait appel à ECCO pour produire les sections nécessaires. L'utilisation de bibliothèques de sections permettrait de calculer en une unique fois les sections efficaces nécessaires pour tous les calculs d'optimisation des cœurs ;
- Paralléliser, autant que possible, le processus de génération des sections efficaces.

2.5.1.3. RECHERCHE DE LA TENEUR EN PLUTONIUM CRITIQUE

Lors de l'optimisation, les cœurs sont générés avec des géométries et des teneurs plutonium aléatoires. Avant d'estimer les performances du cœur, via APOLLO3®, il est indispensable de rendre le cœur critique. Cette étape est réalisée dans ERANOS avec une modélisation Rz du cœur, via un algorithme de Newton. L'algorithme détermine la teneur plutonium cible (noté TPu) nécessaire pour maintenir le cœur critique jusqu'en fin de cycle telle que :

$$f(TPu) = \text{Réactivité cible}$$

f étant les calculs de la réactivité à TPu via le modèle ERANOS. Tant que $f(TPu)$ n'est pas suffisamment proche de la réactivité cible on itère en posant :

$$TPu^{n+1} = TPu^n - \frac{f(TPu^n) - \text{Réactivité cible}}{f'(TPu^n)}$$

$f'(TPu^n)$ est calculée à partir d'une approximation en différences finies :

$$f'(TPu^n) = \frac{f(TPu^n + \Delta TPu) - f(TPu^n)}{\Delta TPu}$$

2.5.1.4. PRINCIPALES FONCTIONNALITÉS DU SCHÉMA DE CALCUL CŒUR

Une fois les sections efficaces produites, l'étape suivante consiste à évaluer les performances neutroniques du réacteur via le calcul cœur. Le but étant de réaliser des optimisations, l'objectif du schéma est de pouvoir facilement paramétrer la géométrie des cœurs de RNR-Na. Chaque type d'assemblage (par exemple l'assemblage de combustible du cœur interne/externe, l'assemblage réflecteur...) est axialement constitué de matériaux (combustible, réflecteur...). Ces matériaux sont eux-mêmes constitués de milieux. Par exemple un matériau combustible contient du sodium, de l'acier (de gainage et de structure pour le boîtier) et d'un mélange d'oxyde de plutonium et d'uranium.

Pour chaque matériau de chaque assemblage, il est défini une taille minimale de maille. Le maillage axial du cœur est conforme (i.e. tous les assemblages du cœur utilisent le même maillage axial) et il est automatiquement rationalisé (i.e. remaillé pour minimiser le nombre de mailles axiales tout en respectant le critère sur la taille de maille minimale spécifié) par le schéma de calcul comme l'illustre la Figure 20.

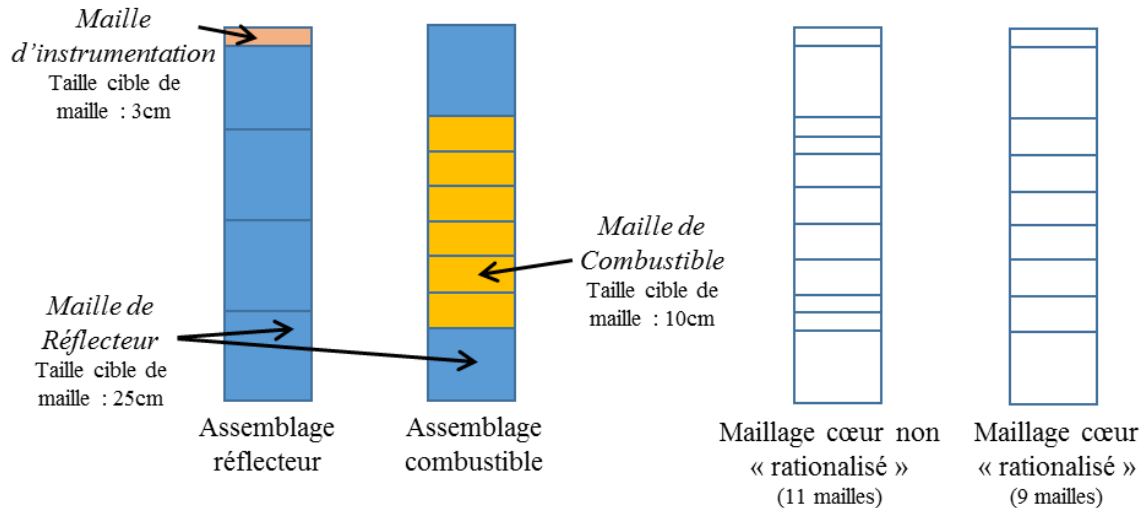


FIGURE 20: MODÉLISATION DES ASSEMBLAGES ET RATIONALISATION AXIALE DES MAILLAGES COEUR. LA RATIONALISATION CONSISTE À MINIMISER LE NOMBRE DE MAILLES AXIALES DANS LE CŒUR TOUT EN AYANT DES MAILLES D'UNE TAILLE INFÉRIEURE OU ÉGALE À LA TAILLE CIBLE SPÉCIFIÉE

Durant les optimisations les dimensions des assemblages combustibles et les dimensions des zones radiales du cœur sont paramétrées (voir la figure décrivant l'optimisation *Figure 65 Chapitre III*). Grâce aux possibilités offertes par APOLLO3®, le schéma est conçu pour :

- Générer d'une manière flexible et rationnelle (*Figure 20*) un maillage axial du cœur. Cette opération est réalisée :
 - via un fichier au format XML servant de modèle de données ;
 - un script d'interface en python permettant de décrire le schéma en deux étapes :
 - la description des assemblages ;
 - le placement des assemblages dans le cœur.
- Gérer simplement le lancement des solveurs (avec la possibilité de passer à tout moment d'un calcul diffusion à un calcul transport ou l'inverse) ;
- Calculer l'évolution du cœur en utilisant une gestion par lots, opération réalisée en trois étapes :
 1. La définition des lots (manuellement ou via algorithme automatique (§2.5.1.5.) ;
 2. La réalisation automatique de la montée en cycle à l'équilibre (§0) ;
 3. L'itération pour convergence du cycle à l'équilibre (§0).
- Calculer le Gain de Régénération (GR §1.4.2.2.2) ;
- Calculer pour chaque maille puis exporter dans un format standard lisible par les autres codes (format MED de SALOME [Sas06], illustré *Figure 21*) :
 - La puissance linéique et les dpa (§1.4.2.2.3) reçus par l'aiguille ;
 - Le flux neutronique (multi-groupe et mono-groupe).
- Permettre de charger/sauvegarder à tout moment l'ensemble des géométries et des concentrations isotopiques du cœur dans un format standard (format MED).

- Enfin calculer les différents coefficients de contre-réaction nécessaires aux calculs thermohydrauliques (§2.5.1.7.) ainsi que les incertitudes qui leurs sont associées (§2.5.2.). Pour rappel ce sont les coefficients suivants : le coefficient de vidange, la dilatation sodium ainsi que la dilatation radiale aiguille et boitier, l'effet Doppler, la dilatation cœur-cuve-barre, la dilatation axiale gaine et boitier et la dilatation sommier (§1.4.2.2.) ;

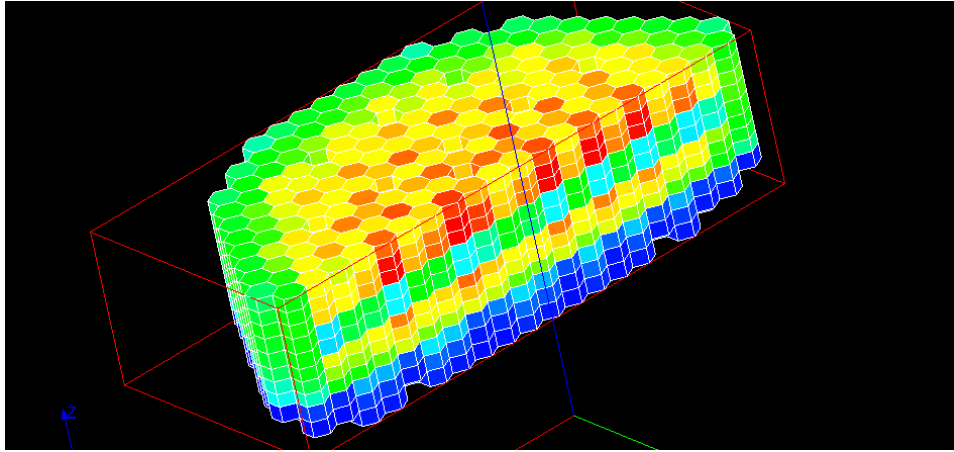


FIGURE 21: EXEMPLE DE DISTRIBUTION DE PUISSANCE VOLUMIQUE D'UN CŒUR À L'ÉQUILIBRE. LA PUISSANCE VARIE ENTRE 0W/CM³ EN BLEU ET 315W/CM³ EN ROUGE. LE FICHER EST DANS LE FORMAT « MED » (CE FORMAT PERMET DE TRANSFÉRER LES INFORMATIONS ENTRE CODES TOUT EN DONNANT ACCÈS À UNE VISUALISATION DES DONNÉES VIA SALOME)

Les initialisations des flux solveurs (on parle ici d'un flux solveur plus riche en information que les flux disponibles en sortie standard) sont optimisées, par exemple :

- le calcul de flux à l'étape n est initialisé par le flux précédemment calculé à l'étape $n-1$;
 - le calcul de la contre-réaction Doppler est initialisé par le flux du cœur dans son état non perturbé.
- Ce raffinement est aussi réalisé, quel que soit le solveur, aussi bien pour les calculs de flux directs que pour ceux des flux adjoints.

2.5.1.5. GÉNÉRATION DES PLANS DE CHARGEMENT (VIA LE MODÈLE APOLLO3®)

La réactivité et la nappe de la puissance du cœur évoluent au cours du temps. Pour minimiser les pics de puissance et mieux utiliser le combustible, le cœur est fractionné en lots, comme l'illustre la Figure 22.

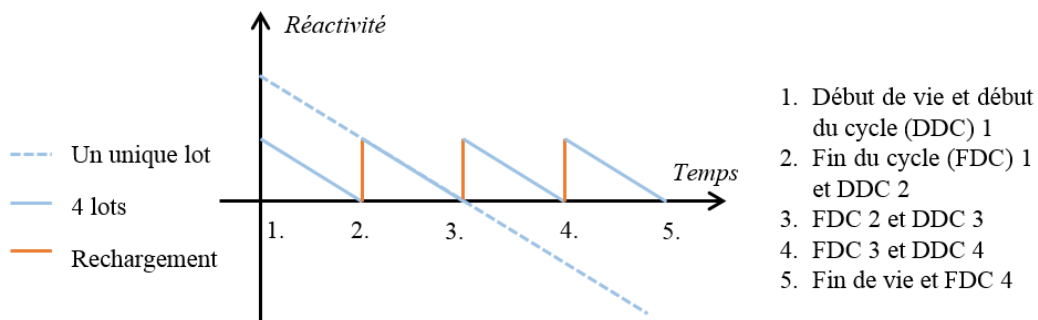


FIGURE 22: GESTION DES CŒURS EN FRÉQUENCE MULTIPLE

Au moment du rechargement, chaque lot a effectué un nombre de cycles différent en cœur. Le lot le plus ancien est renouvelé, comme le montre la *Figure 23*. Contrairement au REP, dans les RNR-Na il n'y a pas nécessairement de repositionnement des assemblages, mais seulement du déchargement/rechargement. La *Figure 25* présente différents plans de chargement (pour un nombre variable de lots).

Le modèle APOLLO3® utilisé permet d'effectuer une montée de cycle à l'équilibre de manière plus réaliste que l'ancien modèle R_z d'ERANOS. Dans le cadre des études d'optimisation, il n'est pas envisageable de concevoir manuellement un plan de chargement pour chaque cœur. Un algorithme va automatiquement le générer en se basant sur une double contrainte :

- Eviter que deux assemblages du même lot soient adjacents (pour éviter de créer un point chaud local) ;
- Chercher à avoir le même nombre d'assemblages pour chaque lot.

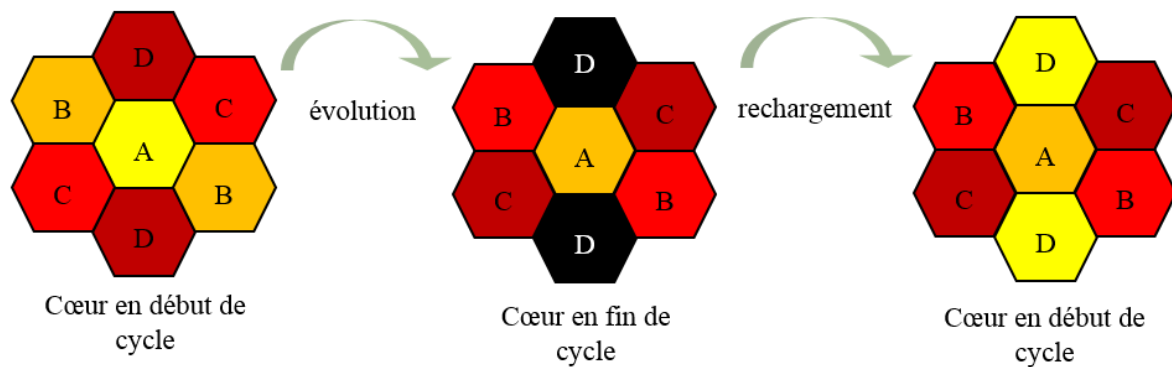


FIGURE 23: RECHARGEMENT DU CŒUR. EN JAUNE LES ASSEMBLAGES SONT NEUFS, EN NOIR ILS SONT USAGÉS.

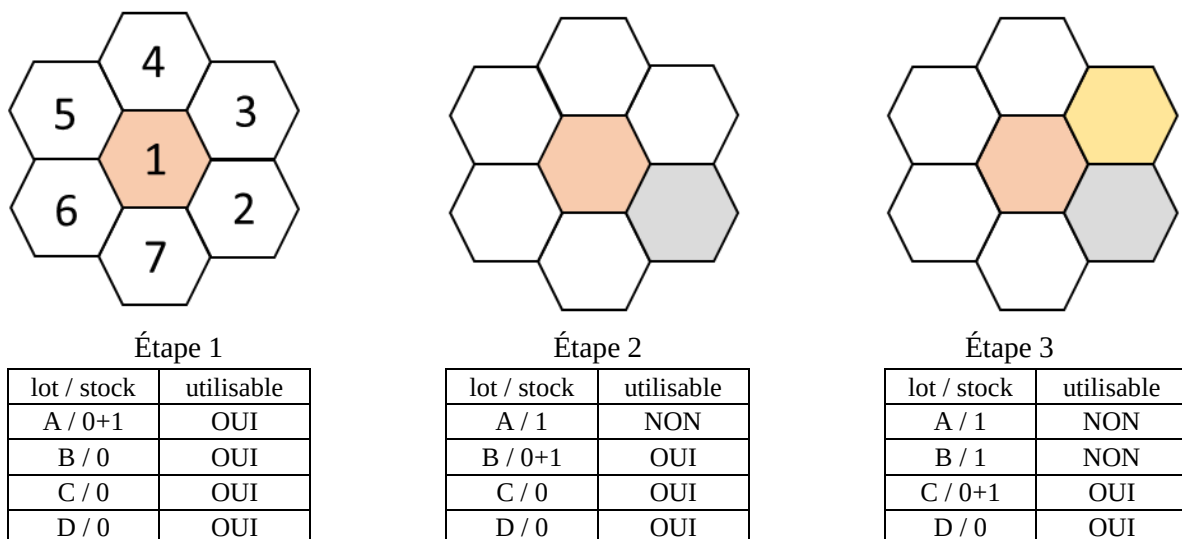
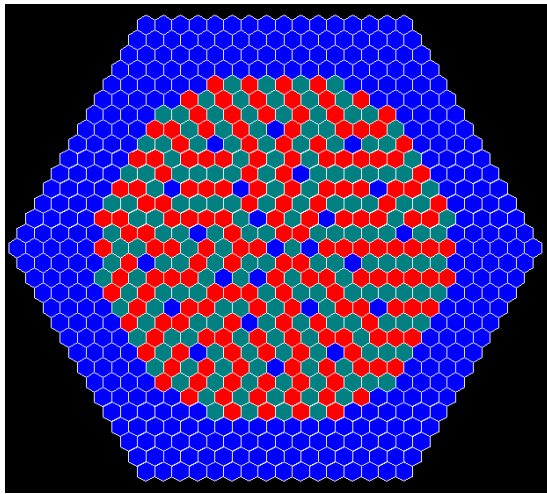


FIGURE 24: ALGORITHME DE GÉNÉRATION AUTOMATIQUE DE PLAN DE CHARGEMENT

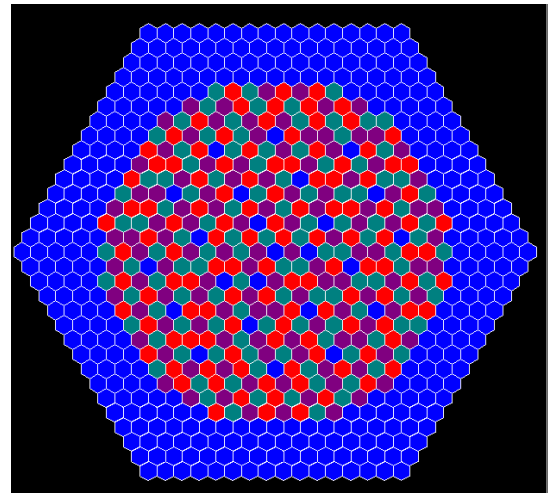
Le fonctionnement de l'algorithme est illustré *Figure 24*. Dans un 1^{er} temps, on « stocke » le nombre d'assemblages de chaque lot utilisé. Pour l'assemblage n , le choix de son lot d'appartenance sera fonction du lot des assemblages voisins et de l'état du stock. Prioritairement le lot de l'assemblage n

sera sélectionné pour être différent de celui de ses voisins, tout en cherchant à lui attribuer préférentiellement le lot le moins utilisé. S'il n'est pas possible, pour l'assemblage n , d'avoir un lot différent de celui de ses voisins, le lot le moins utilisé lui sera attribué. Pour le cas du cœur de référence si 4 lots ou plus sont utilisés, cette situation ne peut théoriquement plus se produire (Théorème des quatre couleurs [Wiki00]).

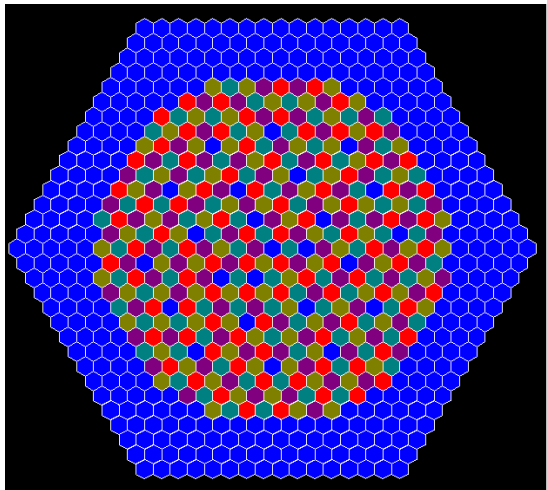
L'avantage de cette méthode réside dans son caractère générique. Elle évite l'introduction d'un biais causé par l'utilisation de plans de chargements spécialement conçus pour un type précis de cœur. En contrepartie cet algorithme est moins performant que la pratique usuelle et industrielle qui optimise les plans de chargement (en minimisant les points chauds) pour un cas précis. Les plans générés par l'algorithme sont représentés *Figure 25*.



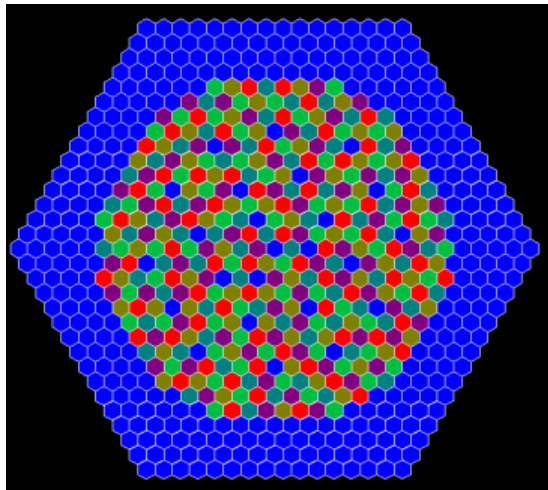
Cœur avec 2 lots



Cœur avec 3 lots



Cœur avec 4 lots



Cœur avec 5 lots

FIGURE 25: RÉSULTAT DE L'ALGORITHME DE GÉNÉRATION AUTOMATIQUE DE PLANS DE CHARGEMENT SUR LE CAS DU CŒUR DE RÉFÉRENCE

2.5.1.6. MONTÉE EN CYCLE À L'ÉQUILIBRE (VIA LE MODÈLE APOLLO3®)

La montée en cycle à l'équilibre est un processus itératif qui cherche à mimer la montée en cycle d'un cœur réel. La Figure 26 explique le démarrage de ce processus.

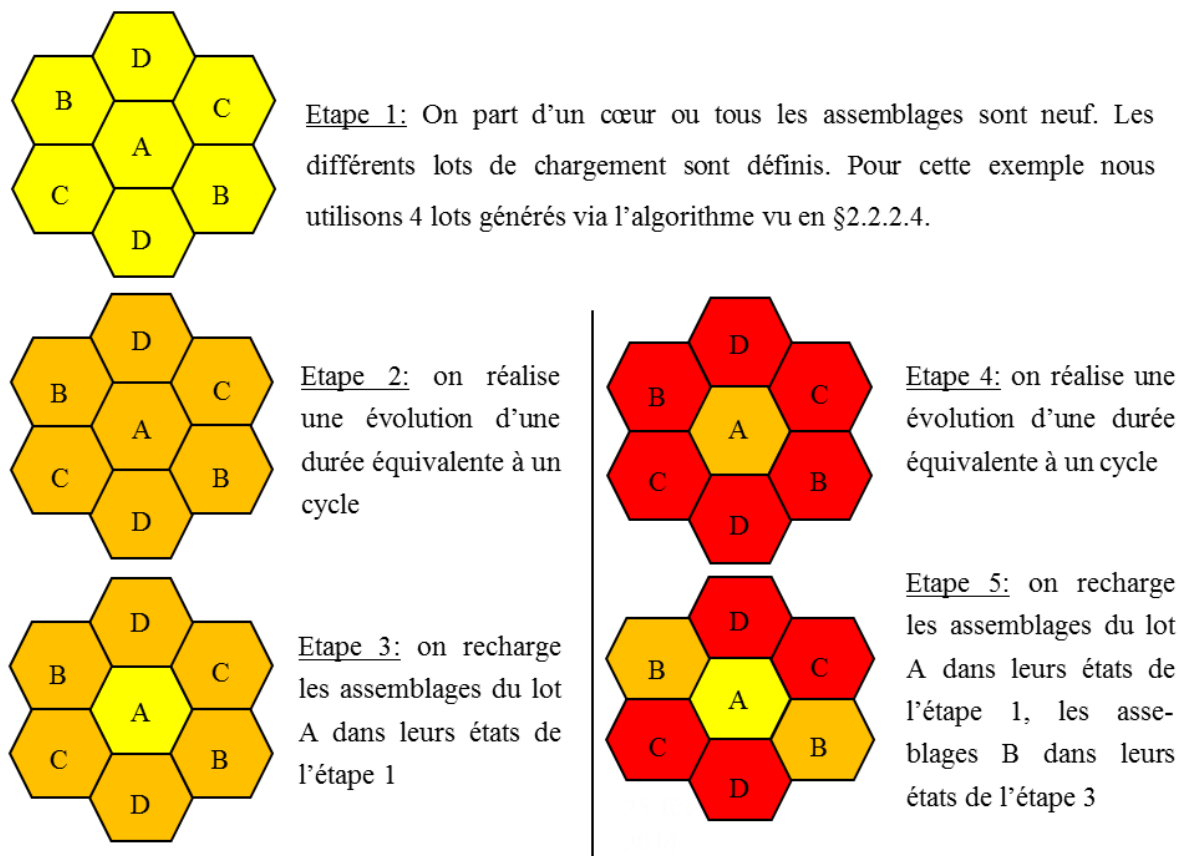


FIGURE 26: MONTÉE DE CYCLE À L'ÉQUILIBRE

Le processus illustré Figure 26 est répété jusqu'à avoir autant de lots de burn-up que de lots d'assemblages. Cela permet d'obtenir, pour chaque assemblage, la distribution de burn-up se rapprochant d'un cœur à l'équilibre.

Par la suite, les cycles sont simulés comme l'illustre la Figure 23. Le cœur sera à l'équilibre lorsque la réactivité entre deux cycles sera stabilisée telle que : la somme de la différence de réactivité entre chacun des cycles, entre deux vies, devient négligeable. Nous fixons ce critère à 10 pcm, et nous obtenons l'équilibre à la 3^{ème} itération.

2.5.1.7. CALCULS DES COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTION (VIA LE MODÈLE APOLLO3®)

Les coefficients de contre-réactions traduisent une variation de réactivité entre un cœur en situation nominale et un cœur perturbé. Les différents coefficients de contre-réaction sont décrits §1.4.2.2. (coefficient Doppler...). Ils sont nécessaires pour réaliser des calculs de transitoires thermohydrauliques en situation accidentelle.

Les perturbations entre le cœur nominal et perturbé peuvent combiner trois types de variations :

- Une variation des concentrations isotopiques du cœur (i.e. une variation de la quantité de sodium dans les assemblages) ;
- Une variation du pas radial et/ou de la hauteur du cœur ;
- Une variation des sections efficaces.

Le schéma de calcul évalue les contre-réactions en suivant le processus suivant (illustré Figure 27) :

1. Un calcul ECCO évalue les sections efficaces et les concentrations isotopiques du cœur neuf dans les états nominal et perturbé. La forte variation de température (passage d'une température ambiante à une température maximale dans le sodium de 620°C) dilate axialement et radialement les assemblages : ECCO calcule les « coefficients de dilatation » du réseau ;
2. Ensuite le « vecteur de perturbation » est calculé. Ce coefficient, propre à chaque isotope, permet de passer des concentrations du cœur neuf nominal aux concentrations du cœur neuf perturbé ;
3. Les coefficients de contre-réactions doivent être calculés sur des cœurs à l'équilibre pour permettre une estimation correcte du comportement du cœur en situation accidentelle. Grâce aux méthodes vue en §2.5.1.5. et §0;
4. Par la suite il y a génération de la géométrie du cœur perturbé (en prenant bien en compte les « coefficients de dilatation » calculés par ECCO lors de l'étape 1) ;
5. On charge les concentrations du cœur nominal à l'équilibre dans le cœur perturbé ;
6. On modifie les concentrations du cœur perturbé (avant cette étape le cœur contient les concentrations du pas précédent) grâce aux « vecteurs de perturbation », calculés lors de l'étape 2. On obtient ainsi un cœur à l'équilibre perturbé. Le calcul des coefficients de contre-réactions devient possible.

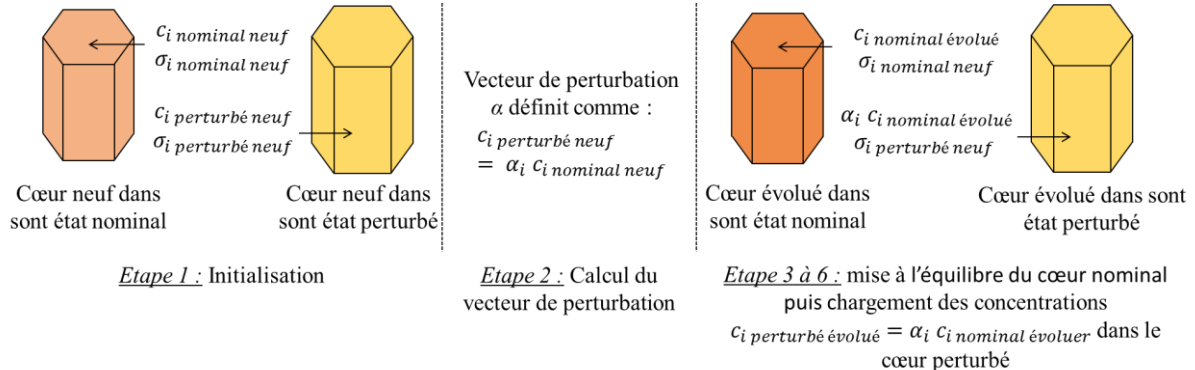


FIGURE 27: CALCULS DES COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTION

2.5.1.8. INCERTITUDES LIÉES AU SOLVEUR NEUTRONIQUE

Après la description des schémas de calcul, les incertitudes introduites par les solveurs neutroniques vont maintenant être présentées. Comme une description « best estimate » est trop couteuse pour être systématiquement mise en place lors des calculs d'optimisation, il est nécessaire de faire des compromis sur les paramètres de réglage des solveurs pour accélérer l'obtention des résultats. La qualité des résultats est majoritairement fonction :

- De la modélisation du réacteur et du maillage spatial le décrivant (§2.5.1.9.2 & §2.5.1.9.5). La notion de maillage spatial comprend la dimension des mailles et le type de l'élément fini utilisé ;
- De la tolérance qu'on impose sur la convergence des solveurs (§2.5.1.9.3) ;

- De la manière dont est décrit le flux angulaire (§2.5.1.9.4) et du nombre de points où est calculé le flux (§2.5.1.9.5).

Pour déterminer les meilleurs rapports coût de calcul sur précision, l'impact de ces différents paramètres va être analysé en observant leurs influences sur :

- La réactivité d'un cœur ;
- La puissance linéique au point chaud du cœur ;
- Le temps de calcul du flux ;
- Le coefficient de vidange du cœur (uniquement pour les cas analysant l'impact du maillage spatial et la modélisation du flux angulaire).

Les paragraphes §2.5.1.9.1 et §2.5.1.10. modélisent le cœur de référence avec uniquement des assemblages neufs. Mais c'est à la fin du cycle que le réacteur présente les coefficients de contre-réactions les plus défavorables au passage de transitoires accidentels (qui seront étudié §2.6.3.). Dans les paragraphes suivants, les calculs sont réalisés sur le cœur de référence en fin de cycle avec des réflecteurs en oxyde de magnésium.

2.5.1.9. MODÉLISATION DU RÉACTEUR

Une description exacte du cœur comprend 18 couronnes d'assemblages, dont 3 couronnes de réflecteurs et 4 couronnes de Protection Neutronique Latérale (dite PNL).

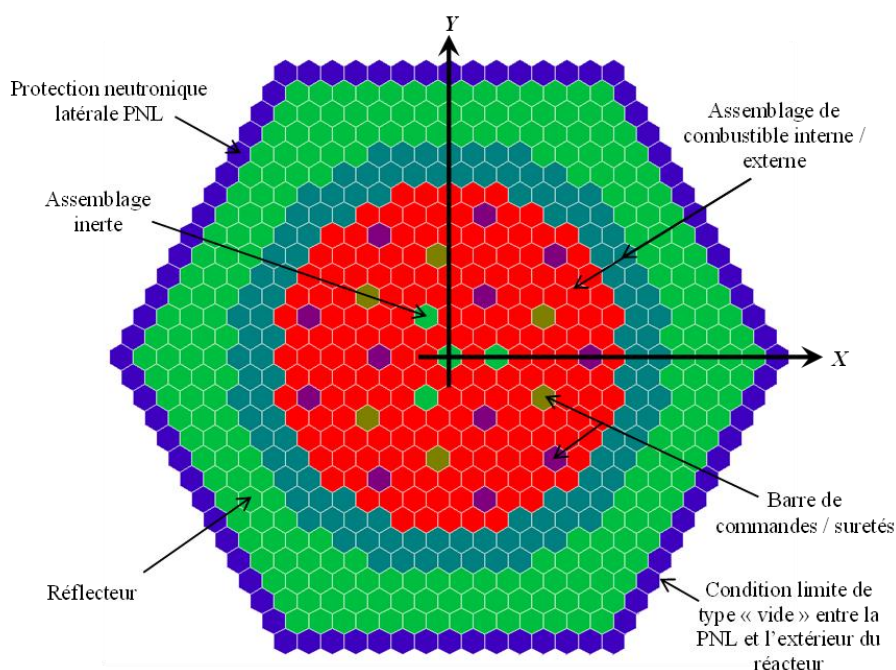


FIGURE 28: MODELISATION RADIALE APOLLO3® DU CŒUR DE RÉFÉRENCE

La Figure 28 présente la visualisation du CFV dans APOLLO3®. Axialement les mailles font au maximum 10 cm de hauteur dans les zones dégagant de la puissance (couverture axiale inférieure, combustible et plaque fertile) ainsi que dans le plénum sodium (ces éléments sont illustré Figure 12). Dans les autres milieux, le maillage axial restera inférieur à 20cm de hauteur par maille. Cette modélisation représente :

- 24 mailles axiales et 15 couronnes (soit 721 assemblages) ;
- 20 000 hexagones (dont 15000 de structure et 5000 contenant du combustible évoluant) ;
- Les sections efficaces, à 33 groupes, proviennent d'un calcul ECCO réalisé en amont (§2.5.1.2.).

Le paragraphe §2.5.1.9.5 montre que cette description spatiale du réacteur permet une bonne convergence des solveurs (sous condition d'avoir suffisamment de points de flux estimé dans chaque maille).

2.5.1.9.1. NOMBRE D'ASSEMBLAGES MODÉLISÉ

Le flux dans les couronnes de PNL est faible. Pour gagner en temps de calcul on fait le choix de modéliser un cœur plus « compact » (présenté *Figure 28*) en retirant :

- 3 couronnes de PNL ;
- la tête et le pied des assemblages.

	Rho (pcm)	Puissance linéique maximale (W/Cm)	Temps (en min)
cœur «complet»	3749,4	336,3	5,5
cœur «compact»	3744,9	336,6	2,6
écart	4,5	0,3	2,9

TABLEAU 5: DIFFÉRENCE ENTRE LE CŒUR « COMPACT » (I.E. AVEC SEULEMENT UNE COURONNE DE PNL ET SANS LA TÊTE ET LE PIED DE L'ASSEMBLAGE) ET LE CŒUR COMPLET

Le *Tableau 5* présente les différences entre le cœur « compact » et le cœur « complet ». Celles-ci sont négligeables, mais le gain en temps de calcul est supérieur à un facteur deux. Dans la suite des études le modèle « cœur compact » est retenu.

2.5.1.9.2. IMPACT DES SYMÉTRIES

Bien que le plan de chargement du cœur ne possède aucune symétrie particulière (*Figure 25*), les assemblages du cœur de référence (*Figure 28*) sont placés symétriquement par rapport à l'axe *X*. De plus, mis à part la seconde couronne contenant des assemblages inertes, le cœur possède une symétrie *XY* par quart de cœur. Des tests, présentés *Tableau 6*, ont été menés dans quatre configurations différentes pour analyser l'impact des symétries sur la qualité de la modélisation.

	Symétrie	Réactivité (en pcm)	Pl maximale (en W/cm)	Temps (en min)
MINOS	Cœur complet	-487,3	421,3	3,4
	Cœur demi nord	-499,9	431,5	1,9
	Quart de cœur nord-ouest	-541,6	469,5	0,8
	Quart de cœur nord-est	-341,9	562,9	0,8

TABLEAU 6: IMPACT DES SYMÉTRIES SUR LA RÉACTIVITÉ ET LA PUISSANCE LINÉIQUE (PL) MAXIMALE

Même si l'exploitation des symétries accélère significativement les calculs, leurs utilisations dégradent fortement les résultats des simulations. Leur utilisation ne sera pas retenue.

2.5.1.9.3. CONVERGENCE DES SOLVEURS

La stratégie d'itération est la suivante : tant que l'écart entre les deux k_{eff} successifs et la norme L2 (racine carrée de la somme des carrés) de la différence normalisée des flux n'a pas atteint une valeur cible (usuellement à 10^{-5} sur le k_{eff} et 10^{-4} sur le flux), le solveur continu d'itérer. En pratique, la convergence sur le k_{eff} est atteinte assez rapidement, alors que la convergence du flux est plus longue. Le calcul sera stoppé s'il n'a pas convergé en un nombre maximal d'itérations fixé (de 350 dans notre cas).

Le *Tableau 7* montre qu'un critère de convergence égal à 10^{-4} sur le flux permet la convergence des deux solveurs : il n'y pas d'écart entre le cas où la convergence est choisie à 10^{-4} ou à $5,0 \cdot 10^{-4}$. De plus on peut constater qu'une légère détente du critère de convergence du flux (passage de $1,00 \cdot 10^{-4}$ à $5,00 \cdot 10^{-4}$) permet pour le solveur :

- MINOS de gagner 17% sur la vitesse de calcul, et ce sans avoir d'impact notable (impact de 0,2 W/cm) sur le calcul de la réactivité ou de la puissance linéique maximale (Pl de 421,3 W/cm) ;
- MINARET de gagner 29% sur la vitesse de calcul. Mais la convergence de la puissance linéique maximale (impact de 2,4 W/cm) et la réactivité (impact de 1,2 pcm) sont légèrement dégradé.

Pour la phase d'optimisation, nous utiliserons une convergence sur le flux à $5,00E^{-04}$ pour les calculs réalisés avec le solveur MINOS. Les calculs utilisant le solveur MINARET serviront de référence avec une convergence à $1,0E^{-04}$ sur le flux.

	convergence du flux	convergence du keff	Réactivité (en pcm)	Pl maximale (en W/cm)	Temps (en min)
MINOS	$5,0E^{-04}$	4,2E-07	-486,9	421,1	2,9
	$1,0E^{-04}$	1,8E-07	-487,3	421,3	3,4
	$5,0E^{-05}$	1,2E-07	-487,5	421,3	4,3
MINARET	$5,0E^{-04}$	6,8E-06	-18,9	430,2	190,9
	$1,0E^{-04}$	4,1E-06	-17,7	432,1	268,7
	$5,0E^{-05}$	7,7E-07	-17,7	432,6	342,6

TABLEAU 7: IMPACT DU CRITÈRE DE LA CONVERGENCE DU FLUX SUR LES SOLVEURS

2.5.1.9.4. DESCRIPTION ANGULAIRE DU FLUX

L'ordre de discrétisation angulaire du flux est l'élément qui impacte le plus fortement la précision du calcul. Le solveur MINOS est basé sur du transport simplifié (une méthode SPn) qui ne converge pas strictement vers la solution exacte du problème. Il est inutile de monter trop haut l'ordre angulaire (léger biais entre SPn et transport exact intrinsèque à l'approximation du SPn)

Le *Tableau 8* montre que le solveur transport (MINARET) est bien convergé à partir d'une description angulaire S8 (soit 64 directions par point de flux, l'*Annexe 4* présente un exemple de quadrature Sn)

pour le calcul d'effets différentiels en réactivité et celui de la puissance linéique. Mais il est 75 fois plus coûteux qu'un calcul en diffusion. Une évaluation « best estimate » de la réactivité du cœur nécessite un calcul S12. Il est à noter que le SP3 propose un compromis intermédiaire intéressant (rapport coût de calcul sur précision) entre les calculs transports et la diffusion.

Par rapport au transport la diffusion introduit un biais :

- de -463 pcm sur la réactivité du cœur ;
- de -310 pcm sur la vidange ;
- de -11 W/cm (soit 2,5%) sur l'estimation de la puissance linéique dégagée par le point chaud.

On peut constater que les estimations réalisées via la diffusion ne sont pas conservatives : elles sous-estiment la puissance linéique maximale reçue par le cœur et minimisent l'effet de vidange

Réglage de la description angulaire du flux		Réactivité (en pcm)	Effet de vidange (en pcm)	Pl maximal (en W/cm)	Temps (en min)
MINOS	diffusion	-487,3	-211,6	421,3	3,4
	SP1	-543,9	-217,3	421,7	10,0
	SP3	-178,8	-118,7	427,3	14,4
MINARET	S4 (32 directions)	30,1	111,3	433,3	94,4
	S8 (64 directions)	-17,7	99,9	432,1	263,1
	S12 (96 directions)	-24,5	98,4	431,9	521,4
	S14 (112 directions)	-25,8	98,1	431,8	1097

TABLEAU 8: IMPACT DE LA DESCRIPTION ANGULAIRE DU FLUX SUR LA CONVERGENCE DES SOLVEURS

Les optimisations utiliseront le solveur de diffusion car les moyens de calcul disponibles ne permettent pas l'utilisation d'un solveur transport. Toutefois à l'issue d'une optimisation il est possible de vérifier les performances des individus les plus intéressants en utilisant le solveur transport afin de valider les performances de ceux-ci. **MINARET peut facilement être utilisé en parallèle**, le temps de calcul est divisé par un facteur supérieur à 8 (efficacité de 83%) lors de l'utilisation de 10 processeurs.

2.5.1.9.5. DISCRÉTISATION SPATIALE POUR LES CALCULS DES FLUX

Le flux dans chaque maille (i.e. chaque quadrilatère extrudé dans MINOS, ou chaque triangle extrudé dans MINARET, voir *Figure 29* et *Figure 30*) est calculé en n points de la maille. L'augmentation de la précision du calcul nécessite :

- soit de raffiner le maillage
- soit d'augmenter le nombre de points de calcul de flux au sein d'une maille.

Le nombre de points de flux calculés dans la maille est fonction de l'ordre des éléments finis. Le solveur MINOS utilise une méthode des éléments finis dite « mixte duale ». Il en résulte que les flux et les courants ne sont pas calculés aux mêmes points (illustration *Figure 29*). Le fonctionnement du solveur est décrit explicitement dans la thèse CEA de Didier Schneider [Schn00].

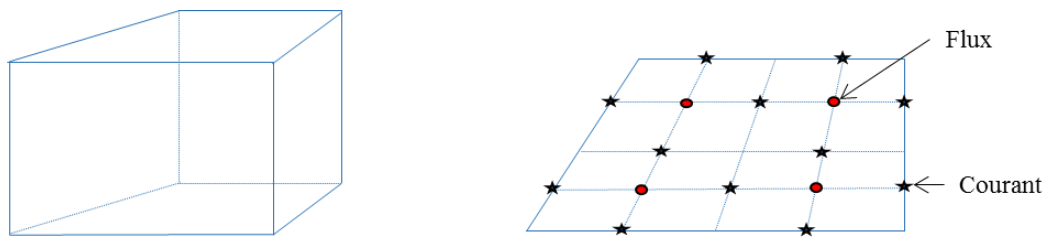


FIGURE 29: À GAUCHE ÉLÉMENT FINI DU SOLVEUR MINOS (QUADRILATÈRE EXTRUDÉ). À DROITE VU DE DESSUS D'UN ÉLÉMENT FINI DU SOLVEUR MINOS DE TYPE RT10 (4 POINTS DE FLUX ET 12 POINTS DE COURANT)

Le solveur MINARET résout l'équation du transport dans chaque groupe en utilisant une méthode Sn et des éléments finis du type Galerkin discontinu. Son fonctionnement est décrit explicitement dans la thèse CEA de Jean-Yves Moller [Moll12].

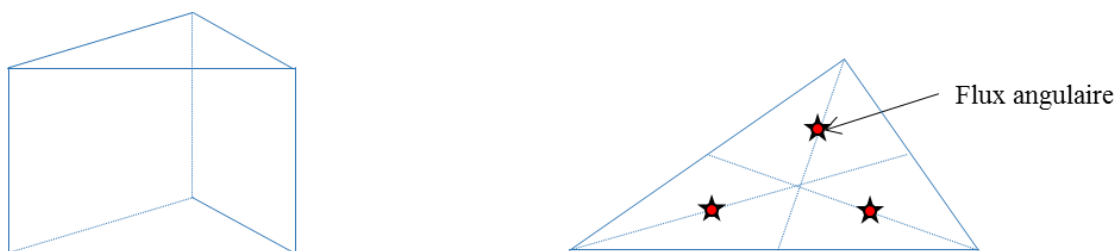


FIGURE 30: À GAUCHE ÉLÉMENT FINI DU SOLVEUR MINARET (TRIANGLE EXTRUDÉ). À DROITE VU DE DESSUS D'UN ÉLÉMENT FINI DU SOLVEUR MINARET DE TYPE DGLP 10 (3 POINTS DE FLUX)

Pour améliorer la précision des calculs il est plus intéressant d'augmenter le nombre de points de flux par maille que de raffiner le maillage [BaKP79]. En posant h , un facteur définissant la finesse du maillage (raffiner le maillage fait tendre h vers zéros), et p le nombre de points de flux par maille :

- l'erreur d'approximation d'une méthode d'éléments finis est : $\varepsilon \propto h^p$
- alors que le coût de calcul est : $t \propto \frac{p^2}{h}$

C'est pourquoi dans les études nous ne raffinons pas le maillage (i.e. $h \rightarrow 0$) , mais nous augmentons préférentiellement le nombre de points de flux par maille.

L'étude présentée *Tableau 9* analyse l'impact du nombre de points de calcul du flux, par maille, sur la précision des calculs. Dès lors, qu'ajouter des points de calcul (ou raffiner le maillage) n'impacte plus les grandeurs d'intérêt de la simulation, on peut considérer que le flux est correctement convergé. L'utilisation d'élément fini « RT11 » (contenant 8 points de flux et 36 points de courant par élément fini) permet d'assurer la convergence du solveur MINOS. En effet les résultats sont similaires entre un élément fini « RT11 » et un élément fini « RT22 » (contenant 27 points de flux et 96 points de courants par élément fini).

Pour le solveur MINARET la convergence est atteinte avec l'utilisation d'élément fini « DGA12 » (contenant 3 points de flux radiaux et deux gradients de flux axiaux). L'utilisation d'un élément fini « DGLP11 » (contenant 3 points de flux radiaux et un gradient de flux axial) offre une bonne convergence pour un coût de calcul deux fois moindre. En effet, l'écart entre un élément fini « DGLP11 » et « DGA12 » est négligeable sur la puissance linéique maximale et de 40 pcm de biais sur la vidange. Pour finir, quelque que soit le niveau de raffinement de l'élément fini, il est difficile d'obtenir une bonne convergence sur l'évaluation de la réactivité du réacteur. Il y a encore 16.1 pcm

d'écart entre un élément « DGA22 » (contenant 6 points de flux radiaux et deux gradients de flux axial) et « DGM22 » (contenant 12 points de flux).

Réglage de la description spatiale du flux		Nombres de points de flux/courant par maille		Nombres de points de calcul par hexagone	Réactivité (en pcm)	Effet de vidange (en pcm)	Pl max (en W/cm)	Temps (en min)
Nom de l'élément fini		radial	axiale					
MINOS (4 trapèzes par hexagone)	RT 00	1/4	1/2	4/32	-721,2	-243,8	419,7	0,5
	RT 01	1/4	2/3	8/48	-565,1	-221,3	424,5	0,9
	RT 10	4/12	1/2	16/96	-643,3	-232,9	417,1	1,8
	RT 11	4/12	2/3	32/144	-487,3	-211,6	421,3	3,4
	RT 22	9/24	3/4	108/384	-488,5	-212,6	421,1	17,0
MINARET (6 triangle par hexagone)	DGLP 00	1	1	6	-9637,2	-669,5	474,1	17,6
	DGLP 10	3	1	18	-7104,6	-647,3	405,0	107,5
	DGLP 11	3	1 gradient	24	-17,4	99,8	432,2	174,0
	DGA 12	3	2 gradients	30	30,8	138,9	432,3	371,8
	DGA 22	6	2 gradients	48	45,6	136,6	432,5	738,3
	DGM 22	6	2	72	61,7	139,3	432,0	3688,8

TABLEAU 9: IMPACT DE LA DISCRÉTISATION SPATIALE DU FLUX SUR LA CONVERGENCE DES SOLVEURS

2.5.1.9.6. CALCUL DES CONTRE-RÉACTIONS : LES DIFFÉRENTS NIVEAUX DE SCHÉMA

Trois approches sont possibles pour le calcul de l'ensemble des contre-réactions vues en §2.5.1.7. dès lors que les paramètres des solveurs ont été définis :

- La première consiste à utiliser un schéma « rapide » (entre 3h30 et 4h) basé uniquement sur une méthode de diffusion pour réaliser une montée de cycle à l'équilibre puis calculer les coefficients de contre-réactions ;
- La seconde consiste à utiliser un schéma « hybride » (environ 24h sur 6 processeurs) avec une montée de cycle réalisée sur une méthode de diffusion et l'ensemble des contre-réactions calculées avec un solveur transport ;
- Enfin une troisième est basé sur un schéma « best estimate » (environ 34h sur 6 processeurs) utilise uniquement une méthode de transport (pour réaliser la montée de cycle à l'équilibre puis calculer les coefficients de contre-réactions).

La montée du cycle à l'équilibre nécessite, a minima, 22 calculs de flux. Un calcul de flux adjoints (pour le calcul des indices de sensibilité, détaillé en §2.5.2.) est réalisé pour chaque calcul de contre-réaction. Nous avons six coefficients de contre-réaction à évaluer (soit douze calculs de flux & flux adjoint). De plus l'estimation de l'incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle nécessite de calculer le flux adjoint en début et fin de cycle. Il est donc nécessaire de réaliser 38 calculs de flux pour évaluer les performances d'un cœur.

L'ensemble des résultats obtenus suivant les trois approches sont présentés dans le *Tableau 10*. En considérant les résultats du schéma best estimate (utilisant uniquement une méthode de transport) comme référence :

- Dans le cas d'un schéma en diffusion les effets qui modifient la fraction sodium dans le cœur (la vidange et « dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier ») sont estimés avec de forts biais. Nous avons une sous-estimation de 313 pcm de la vidange et une erreur de 15% sur l'évaluation du coefficient de contre-réaction de « dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier ». Cela met en avant les limites des schémas utilisant la diffusion, ils sont incapables de modéliser finement :
 - Des effets de vidange. Comme la concentration isotopique du plénum tend vers zéro, le terme dans l'équation de la diffusion en $1/\sigma_{diffusion}$ tend vers l'infini. Le calcul du flux devient alors instable ;
 - Le flux au niveau des interfaces, car dans ces zones, le flux est fortement anisotrope. Les perturbations des fractions de sodium impactent les fuites du réacteur (et particulièrement les fuites aux interfaces), d'où un biais fort dans les calculs réalisés par diffusion.
- L'approche basée sur le schéma hybride apporte des gains significatifs en précision sur l'évaluation des effets qui modifient la fraction sodium dans le cœur. Toutefois des écarts demeurent entre le schéma hybride et best estimate. Cela montre que l'évolution isotopique du cœur est influencée par le choix du solveur ;
- la puissance linéique maximale est surestimée d'environ 3% par le schéma en diffusion (alors que, sur un pas de temps donné, la diffusion sous-estime la puissance linéique maximale, voir §2.5.1.9.4 & §2.5.1.9.5)

		schéma rapide en diffusion	Écart diffusion / transport	schéma hybride diffusion / transport	Écart hybride / transport	schéma best estimate en transport
Réactivité fin de vie (pcm)		-488,0	411,1pcm	-76,93	-50,0 pcm	-126,9
PI maximale sur la vie du combustible (en W/cm)		481,2	-2,9%	X	X	467,8
Delta cycle (pcm)	360 JEPN	-1591,9	4,7%	-1645,3	1,5%	-1669,9
Vidange (pcm)	Perte du Na	-207,6	313,0 pcm	100,7	4,7 pcm	105,4
Effet Doppler (pcm)	100,0 °C	-76,5	-2,6%	-76,9	-3,2%	-74,5
Dilatation cœur-cuve- barre (pcm)	1,0 cm	-27,7	-5,7%	-25,4	3,2%	-26,2
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier (pcm)	100,0 °C	27,1	14,8%	30,5	3,9%	31,8
Dilatation sommier (pcm)	- 50,0 °C	-42,5	-1,0%	-40,8	2,9%	-42,1
Dilatation axiale gaine & boîtier (pcm)	300,0 °C	-40,0	-4,4%	-40,3	-5,1%	-38,3

TABLEAU 10: IMPACT DU SCHÉMA DE CALCUL SUR LES CONTRE-RÉACTIONS (SECTIONS OBTENUES VIA LE SCHÉMA « RAPIDE » DE PRODUCTION DES SECTIONS, VOIR §2.5.1.2.)

2.5.1.10. VALIDATION DU SCHÉMA ET DES OUTILS MIS EN PLACE DURANT LA THÈSE

Aujourd'hui le code APOLLO3® est toujours en phase de développement, la phase de V&V (Validation et Vérification) ne fait que commencer. Ainsi une validation complète du schéma développé (monté de cycle à l'équilibre, calcul de contre-réaction) est trop lourde à mettre en place dans le temps imparti à la thèse. Cependant un faisceau d'éléments confirme la qualité du schéma :

- Le modèle Monte-Carlo mis en place, utilise les mêmes concentrations qu'APOLLO3® (relecture par TRIPOLI-4 du fichier concentrations et géométries issues d'APOLLO3®, via un échange de fichier MED [Sas06] entre les deux codes), a permis de vérifier la bonne cohérence entre les calculs déterministes et stochastiques sur l'évaluation d'une vidange sur un cœur neuf (*Tableau 11*) ;
- Bien que nos schémas soient indépendants, pour le cœur de référence, nous retrouvons des valeurs proches des performances spécifiées par les concepteurs d'ASTRID-V1 [CDMV13].

Le *Tableau 11* présente l'écart de réactivité entre un calcul APOLLO3® et TRIPOLI-4 lors de l'évaluation d'un effet de vidange (vidange du combustible et du plénum sodium) pour un cœur dont **tous les assemblages sont neufs**. L'écart entre APOLLO3® avec le solveur MINARET à un ordre S8 et TRIPOLI-4 [Proj13] pour l'effet de vidange est inférieur à 300pcm (*Tableau 11* : 222 ± 45 pcm). La source des écarts provient probablement de la qualité de la modélisation Monte-Carlo utilisée. Le modèle utilise une description homogène des assemblages (les concentrations proviennent d'APOLLO3®), mais des sections ponctuelles. La *Figure 31* illustre le modèle TRIPOLI-4 mis en place.

Effect de vidange sur cœur neuf	
APOLLO3® : MINOS Diffusion	-2191 ± 2 pcm
APOLLO3® : MINARET S8	-1733 ± 2 pcm
TRIPOLI-4	-1511 ± 45 pcm

TABEAU 11: ÉCART TRIPOLI-4 / APOLLO3® SUR UNE VIDANGE D'UN COEUR NEUF

Une validation précise des solveurs d'APOLLO3® sur ce schéma demanderait d'utiliser les mêmes jeux de sections provenant d'ECCO pour APOLLO3® et TRIPOLI-4. Une validation complète du schéma nécessiterait d'utiliser un modèle Monte-Carlo évoluant avec une description hétérogène des assemblages, soit d'utiliser des sections multi-groupes dans TRIPOLI-4.

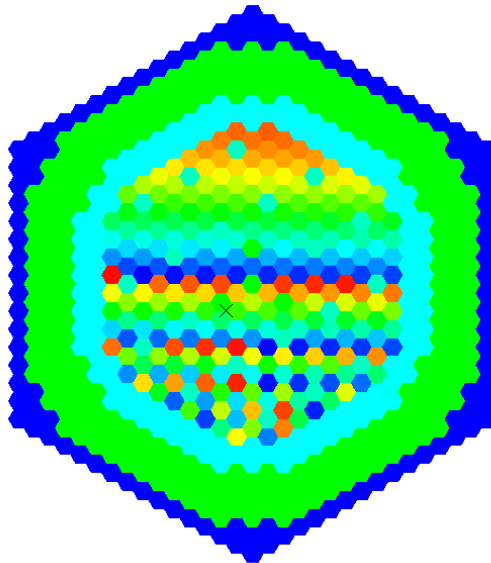


FIGURE 31: MODÈLE TRIPOLI-4 DU CŒUR DE RÉFÉRENCE BASÉ SUR LES SORTIES CONCENTRATIONS DU SCHÉMA APOLLO3®, VISUALISATION DE COMPOSITION VIA T4G. LES COULEURS ILLUSTRONT LES DIFFÉRENTS MILIEUX.

2.5.1.11. BILAN DES INCERTITUDES LIÉES AUX SCHÉMAS DE CALCUL

Par rapport aux 1^{ers} exercices d'optimisation [HJAP13], utilisant un schéma de calcul ECCO/ERANOS et modélisant le cœur en Rz, le schéma ECCO/APOLLO3® développé dans cette thèse donne accès à :

- une nappe de puissance précise en simulant :
 - Un cœur en 3D ;
 - La montée en cycle à l'équilibre ;
- un calcul « best estimate ».

Trois types de schémas sont à préconiser :

- un schéma « rapide » basé sur le solveur MINOS en diffusion (4h de calcul). Pour assurer une convergence du solveur, ce schéma combine l'utilisation d'un élément fini RT11 (contenant 8 points de flux et 36 points de courant par élément fini) et une convergence du flux à $5,0E^{-04}$;
- un schéma « best estimate », basé sur le solveur MINARET, permettant un calcul précis de la puissance linéique et des coefficients de contre-réaction (48h de calcul sur 10 processeurs). Pour assurer une convergence du solveur, ce schéma combine l'utilisation d'un ordre angulaire S8, des éléments finis DGA12 (contenant 3 points de flux radiaux et deux gradients de flux axiaux) et une convergence du flux à $1,0E^{-04}$;
- un schéma « best estimate + », basé sur le solveur MINARET, permettant un calcul précis de la réactivité du cœur. Pour assurer une convergence du solveur, ce schéma combine l'utilisation d'un ordre angulaire S12, des éléments finis DGA22 (contenant 6 points de flux radiaux et deux gradients de flux axiaux) et une convergence du flux à $1,0E^{-04}$;

	Impact schéma ECCO « rapide » / « best estimate »	Impact schéma APOLLO3® « rapide » / « best estimate »
Réactivité fin de vie	± 500 pcm	± 500 pcm
Delta réactivité cycle	± 10 %	± 10 %
Puissance linéique	± 1 %	± 5 %
Vidange	± 10 pcm	± 400 pcm
Contre-réaction (hors dilatation sodium)	± 20 %	± 10 %
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier (pcm)	± 20 %	± 20 %

TABLEAU 12: RÉSUMÉ DES INCERTITUDES LIÉES AUX SCHÉMAS DE CALCUL

Le *Tableau 12* résume l'impact de :

- L'ensemble des biais introduits par le schéma APOLLO3® « rapide » ;
- L'ensemble des biais introduits par le schéma ECCO de production des sections efficaces « rapide » (§2.5.1.2.) sur le calcul cœur.

Les résultats du *Tableau 12* sont obtenus sur le cœur de référence. Il n'est pas possible de les généraliser à l'ensemble des configurations produites par les optimisations. C'est pourquoi ces incertitudes ne seront pas prises en compte dans le processus d'optimisation. Leur estimation donne un ordre de grandeur des biais sur les résultats d'optimisation.

	Cout du schéma ECCO		Cout du schéma APOLLO3®	
	« rapide »	« best estimate »	« rapide »	« best estimate »
Temps nécessaire pour réaliser 10 000 calculs	10 000 h	100 000 h	40 000 h	4 800 000 h
Nombre de jours de calcul nécessaire pour réaliser 10 000 calculs en disposant de 500 processeurs	0.84 j	8.4 j	3,4 j	400 j

TABLEAU 13 : TEMPS DE CALCUL EN FONCTION DU SCHÉMA SÉLECTIONNÉ

Les clusters de calcul accessible lors de cette thèse permettent d’obtenir une ressource voisine de 500 processeurs de dernière génération (les calculs ont été menés sur CALISTO, le super ordinateur du DM2S, qui possède des Intel® Xeon® CPU E5-2680 v2 à 2.80GHz). Au vu du temps nécessaire pour réaliser les simulations (*Tableau 13*) et des moyens de calculs accessibles, **les calculs d’optimisation utilisent les schémas rapides pour ECCO et APOLLO3®**. Les super ordinateurs actuels, du type du CCRT (« Centre de Calcul Recherche et Technologie » situé à Bruyères-le-Châtel), ont les ressources informatiques nécessaires pour permettre la mise en place des schémas « best estimate » lors des optimisations.

Remarque : Il existe probablement des compensations d’erreur entre les schémas rapides et les schémas « best estimate ». Il n’est pas pertinent, sans étude complémentaire, d’additionner les incertitudes impactant le schéma ECCO à celle impactant le schéma APOLLO3® pour obtenir une incertitude globale.

2.5.2. INCERTITUDES LIÉE AUX SECTIONS EFFICACES

La théorie des perturbations appliquée à la neutronique permet d'évaluer, avec un faible coût de calcul, l'impact des perturbations sur une grandeur d'intérêt comme la réactivité ou le facteur de forme (§1.4.2.2.3) du cœur. Cette théorie est utilisée depuis les débuts de la neutronique pour obtenir les coefficients de sensibilité qui permettent, via la méthode de combinaison des variances par approximation linéaire §2.2.2. , d'estimer l'impact des incertitudes.

Avant de détailler les grands principes des méthodes de perturbation rappelons les différentes sections efficaces et données nucléaires [Reus03] :

- la fission (n, f) qui se produit sur les noyaux lourds uniquement ;
- la diffusion élastique (n, n) ;
- la diffusion inélastique (n, n') qui est une réaction à seuil dont l'existence dépend de l'isotope ;
- les réactions (n, xn) qui sont des réactions à seuil dont l'existence dépend de l'isotope ;
- la capture radiative (n, γ) ;
- les réactions neutrons/particules chargées comme (n, p), (n, α) etc.
- le facteur de multiplication des neutrons ν ;
- et enfin le spectre de fission χ .

Les données nucléaires portant sur une section efficace microscopique de base sont évaluées à partir de la combinaison de modèles théoriques et de résultats expérimentaux. Seule la section totale, somme des sections partielles, est mesurée directement. La mesure des sections partielles est plus complexe et est entachée d'incertitudes plus élevées. Les modèles théoriques et l'utilisation d'une même technique expérimentale pour les différentes mesures introduisent des corrélations entre les incertitudes sur les différentes réactions.

Une modélisation fiable des sources d'incertitudes est le point clé garantissant la qualité des résultats de leur propagation. De par la qualité des données et le nombre d'isotopes disponibles, les matrices de variance/covariance COMAC (COvarianc MATrix from Cadarache, construites par des techniques de marginalisation via le code CONRAD [HSLR10]) sont une évolution majeure comparée aux données disponibles précédemment dans BOLNA [SaJa08].

Les données COMAC-V0 [SANL12], qui seront utilisées par la suite, contiennent les matrices de variance/covariance de 15 isotopes :

- 8 isotopes fissiles : U235, U238, Pu238, Pu239, Pu240, Pu241, Pu242, Am241 avec des réactions de diffusion élastique & inélastique, de capture (qui sera la somme des sections de capture radiative et des réactions neutrons/particules), de ($n, 2n$), de fission ainsi qu'une incertitude sur le facteur de multiplication des neutrons ν (aussi noté Nu) et le spectre de fission χ .
- 6 isotopes non fissiles : Co, Na23, Cr52, Fe56 avec des réactions de diffusion élastique & inélastique et de capture radiative.
- 1 isotope non fissile : B10 pour des réactions de diffusion élastique et de capture radiative.

Les données sont disponibles sur un maillage énergétique à 33 groupes. Les incertitudes liées aux données nucléaires représentent 2508 données incertaines (33 groupes d'énergie multipliée par 8 isotopes fissiles avec 7 réactions, plus 6 isotopes non fissiles avec 3 réactions, plus 1 isotope non fissile avec 2 réactions). Le bore 11 et certains isotopes présents dans les aciers (comme le Fe54, Ni60) ne sont pas encore intégrés dans COMAC-V0. Toutefois comme il sera vu §2.5.2.6. l'impact des

isotopes non fissiles, à l'exception du sodium, sur les incertitudes est limité. En complément l'impact des produits de fission sur les incertitudes devra être étudié lorsque les données COMAC seront disponibles.

Etant donné le nombre important d'incertitudes à considérer, la méthode de propagations d'incertitudes par échantillonnage Monte-Carlo §2.2.3. paraît adéquate, mais elle présente certaines faiblesses intrinsèques, à savoir :

- Elle ne permet pas de réaliser facilement une analyse de sensibilité. Pour l'étude, il est fondamental de comprendre et d'identifier quels sont les isotopes qui impactent les incertitudes ;
- Le coup d'un calcul neutronique étant élevé, utiliser de l'échantillonnage Monte-Carlo dans des calculs d'optimisation n'est pas accessible.

Pendant la thèse des travaux ont été menés pour implémenter les méthodes de perturbations dans APOLLO3® [GLCL09]. Ces travaux ont été menés sur la base de ceux réalisés dans le code ERANOS (présenté dans [Tomm00]).

2.5.2.1. DÉFINITIONS MATHÉMATIQUES

La théorie des perturbations s'appuie sur le produit scalaire, noté $\langle g, f \rangle$, de deux fonctions f et g quelconques définies par l'intégrale triple suivante [Reus03] :

$$\langle f(\vec{r}, v, \vec{\Omega}), g(\vec{r}, v, \vec{\Omega}) \rangle = \iiint f(\vec{r}, v, \vec{\Omega}) \cdot g(\vec{r}, v, \vec{\Omega}) d^3r \cdot dv \cdot d^2\Omega$$

Dans cette expression $\vec{r}$, v et $\vec{\Omega}$ sont respectivement les composantes en espace, en énergie et en angle des fonctions f et g . L'opérateur adjoint A^* d'un opérateur linéaire A est mathématiquement défini par la propriété :

$$\langle f, A \cdot g \rangle = \langle A^* \cdot f, g \rangle \quad (\text{Prop 1.})$$

Un opérateur et son adjoint ont les mêmes valeurs propres, il résulte que :

$$\exists g \text{ tel que } A g = 0 \Leftrightarrow \exists f \text{ tel que } A^* f = 0 \quad (\text{Prop 2.})$$

2.5.2.2. ÉQUATION DU TRANSPORT DES NEUTRONS (ÉQUATION DE BOLTZMANN)

En régime stationnaire le flux de neutrons dans le réacteur $\phi(\vec{r}, E, \vec{\Omega})$ dépend de l'espace $\vec{r}$, de l'énergie E et de l'angle $\vec{\Omega}$. Dans le cas d'un réacteur critique en régime stationnaire, l'équation de Boltzmann (sous forme intégral-différentielle) régissant le flux de neutrons $\phi(\vec{r}, E, \vec{\Omega})$ s'écrit :

$$\begin{aligned} \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \phi + \Sigma_t \phi &= \int_0^\infty dE' \int_{(4\pi)} \Sigma_s(\vec{r}, E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega' \\ &+ \frac{1}{k_{eff}} \frac{\chi}{4\pi} \int_0^\infty v \Sigma_f(\vec{r}, E') dE' \int_{(4\pi)} \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega' \end{aligned}$$

L'équation qui peut s'écrire de manière compacte comme suit :

$$(\lambda F - M) \phi = 0 \quad (\text{Eq 1.})$$

Avec : ϕ le flux, fonction de $\vec{r}, E, \vec{\Omega}$

F l'opérateur de production (aussi nommé opérateur de fission) tel que :

$$F\phi = \frac{\chi}{4\pi} \int_0^\infty v \Sigma_f(\vec{r}, E') dE' \int_{(4\pi)} \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega'$$

$\lambda = \frac{1}{k_{eff}}$, k_{eff} étant le facteur de reproduction effectif du système (égal à 1 si le réacteur est critique)

Σ_f la section de fission

v le facteur de multiplication des neutrons

χ le spectre de fission

M l'opérateur de disparition (qui contient tous les termes autres que ceux de la fission) tel que :

$$M\phi = \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \phi + \Sigma_t \phi - \int_0^\infty dE' \int_{(4\pi)} \Sigma_s(\vec{r}, E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \phi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}') d^2\Omega'$$

Σ_t la section de totale

Σ_s la section de scattering

2.5.2.3. LA MÉTHODE SPT : STANDARD PERTURBATION THEORY

Usuellement la variation de réactivité (delta de réactivité) entre un état nominal et un état perturbé du réacteur (par exemple pour un effet de vidange, ou une contre-réaction Doppler) est obtenue à partir de deux calculs de flux (un pour le cas nominal et un pour le cas perturbé). La méthode SPT permet d'exprimer un delta de réactivité entre deux états du cœur. Pour ce faire seuls les calculs du flux adjoint du réacteur dans son état nominal et du flux direct de l'état perturbé sont nécessaires. La SPT a donc exactement le même coût de calcul que la méthode classique, mais apporte plusieurs avantages :

- Les solveurs convergent à $\pm 1\text{pcm}$, voire si le calcul est plus exigeant à $\pm 0.1\text{pcm}$. Ce critère de convergence du solveur se répercute dans le calcul direct pour des petits écarts réactivité. La SPT permet de s'affranchir de « ce bruit solveur » qui peut s'avérer problématique pour des cas avec des petites perturbations ;
- La SPT permet de décomposer spatialement le delta réactivité (et de décomposer l'effet pour chaque isotope, réaction et groupe d'énergie). Cette propriété permet d'analyser finement la physique du réacteur comme, nous le verrons pour l'analyse de l'augmentation de la température du sodium et du combustible en §2.5.2.6.1. La décomposition spatiale permet aussi de déterminer des coefficients de contre-réaction locaux, nécessaires aux calculs thermohydrauliques de transitoires accidentels qui seront étudié §2.6.3. ;
- Pour de faibles perturbations (en supposant que la perturbation n'impacte pas le flux) un développement au 1^{er} ordre de la SPT permet de calculer l'impact de petites perturbations sur la réactivité du cœur. Pour cela il est uniquement nécessaire de calculer le flux direct et le flux adjoint du réacteur, sans avoir à recalculer les flux perturbés de chaque perturbation. C'est ce développement qui nous permet de calculer les coefficients de sensibilité nécessaires aux propagations d'incertitudes.

La méthode SPT se décline à partir de l'équation de Boltzmann vue en §2.5.2.2. qui, en statique, s'écrit :

$$(\lambda F - M) \phi = H \phi = 0 \quad (\text{Eq 1.})$$

Avec : ϕ le flux

F : l'opérateur de production (aussi nommé opérateur de fission)

M : l'opérateur de disparition (qui contient tous les termes autres que ceux de la fission)

H : l'opérateur de Boltzmann (aussi nommé opérateur de transport)

$\lambda = \frac{1}{k_{eff}}$, λ la valeur propre du système et k_{eff} étant le facteur de reproduction effectif du système (égal à 1 si le réacteur est critique)

En utilisant (Prop 2.) sur (Eq.1):

$$\exists \phi^* \text{ tel que } (\lambda^* F^* - M^*) \phi^* = (\lambda F - M) \phi^* = 0 \quad (\text{Eq 2.})$$

Avec : ϕ^* est appelé le flux adjoint. traduit l'importance d'un neutron dans l'entretien de la réaction en chaîne.

M^* , F^* , sont respectivement les opérateurs adjoints, de disparition et de production

En appliquant (Eq.1) à un système perturbé de δ , on peut écrire :

$$\begin{aligned} [(\lambda + \delta\lambda)(F + \delta F) - (M + \delta M)] (\phi + \delta\phi) &= 0 \\ \Leftrightarrow (\lambda_p F_p - M_p) \phi_p &= H_p \phi_p = 0 \end{aligned} \quad (\text{Eq 3.})$$

Avec : ϕ_p le flux perturbé de $\delta\phi$

M_p et F_p sont respectivement les opérateurs perturbés de disparition et de production

λ_p la valeur propre du système perturbé

En effectuant la différence entre les (Eq 3.) et (Eq.1) :

$$\lambda_p F_p \phi_p - \lambda F \phi - M_p \phi_p + M \phi = 0$$

Cette équation peut s'écrire :

$$(\lambda_p F_p \phi_p - \lambda F \phi - M_p \phi_p + M \phi) + (\lambda F_p \phi_p - \lambda F_p \phi_p) + (\lambda F \phi_p - \lambda F \phi_p) + (M \phi_p - M \phi_p) = 0$$

En réordonnant les termes, on obtient :

$$(\lambda_p - \lambda) F_p \phi_p + (\lambda F - M)(\phi_p - \phi) + [\lambda(F_p - F) - (M_p - M)]\phi_p = 0 \quad (\text{Eq 4.})$$

En multipliant (Eq 4.) par le flux adjoint ϕ^* , puis en l'intégrant on obtient l'équation suivante :

$$\begin{aligned} < \phi^*, (\lambda_p - \lambda) F_p \phi_p > \\ + < \phi^*, (\lambda F - M)(\phi_p - \phi) > + < \phi^*, [\lambda(F_p - F) - (M_p - M)]\phi_p > &= 0 \end{aligned} \quad (\text{Eq 5.})$$

Par définition de l'adjoint (Prop 1.) :

$$\langle \phi^*, (\lambda F - M)(\phi_p - \phi) \rangle = \langle (\lambda F^* - M^*)\phi^*, (\phi_p - \phi) \rangle$$

Or (Eq 2.) :

$$(\lambda F^* - M^*)\phi^* = 0$$

(Eq 5.) devient

$$(\lambda_p - \lambda) \langle \phi^*, F_p \phi_p \rangle + \langle \phi^*, [\lambda(F_p - F) - (M_p - M)]\phi_p \rangle = 0$$

On obtient ainsi l'expression exacte de la perturbation sur la réactivité du cœur :

$$\delta\rho = (\lambda_p - \lambda) = \frac{\langle \phi^*, (\lambda\delta F - \delta M)\phi_p \rangle}{\langle \phi^*, F_p \phi_p \rangle} \quad (\text{Eq 6.})$$

Cette équation (Eq 6.) représente la perturbation exacte de la réactivité du cœur quelle que soit l'amplitude de la perturbation. C'est cette expression, nommée méthode SPT, qui permet de décomposer spatialement le delta de réactivité. Le point critique lors de l'implémentation de la SPT est de pouvoir obtenir le terme $\langle \phi^*, \phi \rangle$ qui peut être interprété comme un flux angulaire développé sur les polynômes de Legendre (développement angulaire des sections de scattering) pondéré par le flux adjoint. Dans APOLLO3® [GLCL09] les solveurs MINOS [BaLa07] et MINARET [MoLa11] rendent ce service. Les autres opérations à réaliser pour calculer la SPT sont des calculs de variations de sections macroscopiques, décomposées en isotope, espace, énergie et angle puis pondérées par l'intégrale de $\langle \phi^*, F_p \phi_p \rangle$. L'application de la méthode SPT est présentée §2.5.2.6.1.

En développant (Eq 6.) et en ne conservant que les termes du 1^{er} ordre on obtient :

$$\delta\rho \cdot \langle \phi^*, F_p \phi_p \rangle = \langle \phi^*, [\lambda(F_p - F) - (M_p - M)]\phi_p \rangle$$

$$\delta\rho \cdot \langle \phi^*, (F + \delta F)(\phi + \delta\phi) \rangle = \langle \phi^*, (\lambda\delta F - \delta M)(\phi + \delta\phi) \rangle$$

$$\langle \phi^*, \delta\rho F\phi \rangle \approx \langle \phi^*, (\lambda\delta F - \delta M)\phi \rangle$$

$$\delta\rho \approx \frac{\langle \phi^*, (\lambda\delta F - \delta M)\phi \rangle}{\langle \phi^*, F\phi \rangle} \quad (\text{Eq 7.})$$

L'équation (Eq 7.) ainsi obtenue n'est autre que le développement au premier ordre de la SPT. Dans l'hypothèse de petites perturbations (i.e. on suppose que la perturbation n'impacte pas le flux) il est possible de calculer l'impact des perturbations sur la réactivité du cœur en calculant uniquement le flux direct et le flux adjoint sans calculer les flux perturbés de chaque perturbation. C'est ce développement qui nous permet de calculer les coefficients de sensibilité nécessaires aux propagations d'incertitudes.

2.5.2.4. SENSIBILITÉ ET THÉORIE DES PERTURBATIONS

Comme vu §2.2.2. la méthode de combinaison des variances par approximation linéaire nécessite le calcul de coefficients de sensibilité définis comme :

$$s_i = \left. \frac{\partial f(x)}{\partial x_i} \right|_{x=x_0}$$

L'indice de sensibilité du facteur de multiplication k_{eff} à une perturbation p de la section $\sigma_{i,r,g,e}$ (perturbation donnée pour un isotope, une réaction, un groupe d'énergie et une portion d'espace) s'écrit :

$$s(k_{eff}, p) = \left. \frac{\partial k_{eff}(\sigma)}{\partial \sigma_{i,r,g,e}} \right|_{\sigma=\sigma_{i,r,g,e}}$$

En neutronique cet indice est généralement normalisé et défini comme :

$$S(k_{eff}, p) = \frac{dk_{eff}}{k_{eff}} \frac{\sigma_{i,r,g,e}}{d\sigma_{i,r,g,e}}$$

En utilisant le développement au 1^{er} ordre de la méthode SPT (Eq 7.) :

$$\delta\rho = \frac{1}{k_{eff}^2} \delta k_{eff} \approx \frac{\langle \phi^*, \left(\frac{1}{k_{eff}} \delta F - \delta M \right) \phi \rangle}{\langle \phi^*, F\phi \rangle}$$

$$\frac{dk_{eff}}{k_{eff}} \approx k_{eff} \frac{\langle \phi^*, \left(\frac{1}{k_{eff}} dF - dM \right) \phi \rangle}{\langle \phi^*, F\phi \rangle}$$

D'où :

$$S(k_{eff}, p) \approx k_{eff} \frac{\langle \phi^*, \sigma_{i,r,g,e} \left(\frac{1}{k_{eff}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{i,r,g,e}} - \frac{\partial M}{\partial \sigma_{i,r,g,e}} \right) \phi \rangle_{\sigma_{i,r,g,e}}}{\langle \phi^*, F\phi \rangle}$$

En considérant l'opérateur de variation $(X)_{\sigma_{i,r,g,e}}$ défini par :

$$\sigma_{i,r,g,e} \frac{\partial X}{\partial \sigma_{i,r,g,e}} = (X)_{\sigma_{i,r,g,e}}$$

L'expression de $S(k_{eff}, p)$ devient :

$$S(k_{eff}, p) \approx k_{eff} \frac{\langle \phi^*, \left(\frac{1}{k_{eff}} F - M \right) \phi \rangle_{\sigma_{i,r,g,e}}}{\langle \phi^*, F\phi \rangle} \quad (\text{Eq 8.})$$

L'équation (Eq 8.) ainsi établie permet de calculer le coefficient de sensibilité de la réactivité vis-à-vis des données nucléaires. L'application de cette équation est développée §2.5.2.6.2.

2.5.2.5. MÉTHODE EGPT : EQUIVALENT GENERALIZED PERTURBATION THEORY

Soit $S(\rho, p)$ le rapport entre les variations du coefficient de sensibilité et de la réactivité défini par :

$$S(\rho, p) = \frac{d\rho}{\rho} \frac{p}{dp}$$

avec

$$\rho = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}}$$

d'où

$$\frac{d\rho}{dp} = \frac{1}{k_{eff}^2} \frac{dk_{eff}}{dp}$$

Comme par ailleurs

$$S(k_{eff}, p) = \frac{dk_{eff}}{k_{eff}} \frac{p}{dp}$$

donc

$$S(\rho, p) = \frac{S(k_{eff}, p)}{k_{eff} - 1}$$

Dans le cas où une différence de réactivité est étudiée, le coefficient de sensibilité à la variation de réactivité s'écrira :

$$S(\Delta\rho, p) = \frac{d\Delta\rho}{\Delta\rho} \frac{p}{dp} \text{ avec } \Delta\rho = \rho_1 - \rho_2$$

$$S(\Delta\rho, p) = \frac{p}{\Delta\rho} \left(\frac{d\rho_2}{dp} - \frac{d\rho_1}{dp} \right)$$

Alors :

$$S(\Delta\rho, p) = \frac{\rho_2 S(\rho_2, p) - \rho_1 S(\rho_1, p)}{\Delta\rho}$$

Finalement :

$$S(\Delta\rho, p) = \frac{1}{\Delta\rho} \left(\frac{S(k_{eff2}, p)}{k_{eff2}} - \frac{S(k_{eff1}, p)}{k_{eff1}} \right) \quad (\text{Eq 9.})$$

Le calcul des coefficients de sensibilité à partir de l'équation (Eq 8.) puis leur combinaison régie par l'équation (Eq 9.) permettent de calculer les coefficients de sensibilité des effets différentiels, comme celui de la vidange. L'application de l'équation (Eq 9.) est développée §2.5.2.6.3.

2.5.2.6. APPLICATION DES MÉTHODES SPT ET EGPT

Les méthodes analytiques pour l'étude des perturbations établies entre les paragraphes §2.5.2.3. et §2.5.2.5. sont appliquées à l'étude du cœur de référence en fin de vie dans le but de :

- Décomposer spatialement la variation de réactivité en distinguant:
 - L'effet de la contre-réaction Doppler pour une augmentation de 100°C de la température du combustible ;

- L'effet combiné de la dilatation du sodium et de la dilatation radiale des gaines pour une augmentation de 100°C de la température du sodium ;
- Estimer l'incertitude liée aux données nucléaires sur la réactivité absolue du réacteur ;
- Estimer l'incertitude liée aux données nucléaires sur les contre-réactions neutroniques.

2.5.2.6.1. DÉCOMPOSITION SPATIALE D'UNE VARIATION DE RÉACTIVITÉ

Les décompositions spatiales de variations de réactivité sont réalisées via un calcul MINOS en diffusion. Mais il est possible d'obtenir les mêmes analyses avec un calcul en transport simplifié SPn. La Figure 32 permet de visualiser la décomposition spatiale d'une contre-réaction Doppler (effet présenté §1.4.2.2.4) lors d'une élévation de 100 °C de la température du combustible. C'est le centre du cœur, et tout particulièrement la plaque fertile (voire la Figure 32), qui apporte le plus d'anti réactivité.

L'effet global est de -76.0 pcm, il se décompose en :

- -22.4 pcm provenant du combustible externe ;
- -18.5 pcm provenant du haut du combustible interne ;
- -18.0 pcm provenant de la plaque fertile ;
- -10.5 pcm provenant du bas du combustible interne ;
- -6.6 pcm provenant de la couverture axiale inférieure.

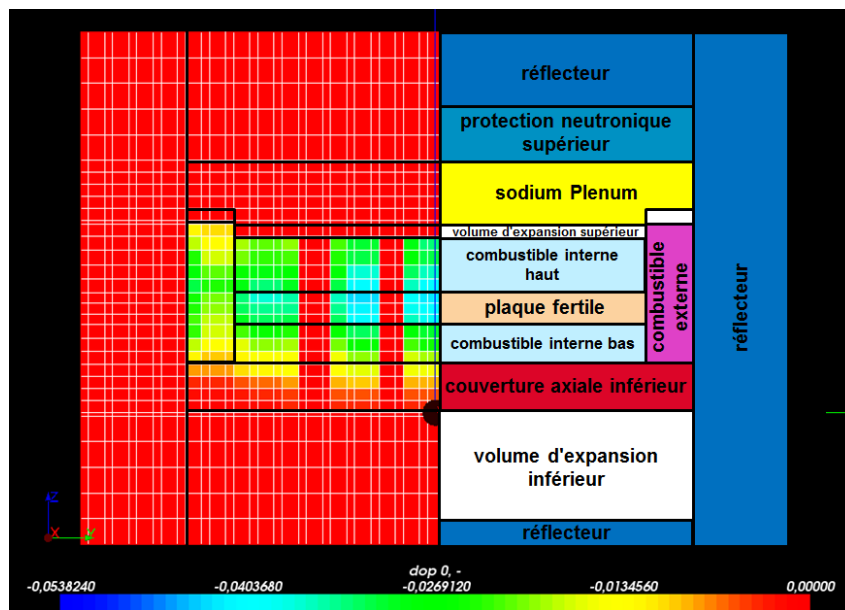


FIGURE 32: DÉCOMPOSITION SPATIALE D'UN EFFET DOPPLER (AUGMENTATION DE 100°C DE LA TEMPÉRATURE DU COMBUSTIBLE) EN PCM. CALCUL MINOS EN DIFFUSION

La Figure 33 présente la décomposition spatiale de l'effet combiné :

- De la dilatation du sodium (effet présenté §1.4.2.2.6) ;
- De la dilatation radiale des gaines et boîtiers (effet présenté §1.4.2.2.9 et §1.4.2.2.7).

Ces dilatations résultent d'une augmentation de 100°C de la température du sodium dans les zones situées au-dessus de la couverture axiale inférieure. Dans les zones contenant le combustible la variation de température entraîne une augmentation de réactivité de +61.6 pcm. Par contre l'apport en

réactivité des structures situées au-dessous et au-dessus du cœur (couverture axiale inférieure, bouchon, plénum et protection neutronique supérieure) est négatif (-33.6 pcm), ce qui compense en partie l'apport de réactivité des zones contenant le combustible.

L'effet global est de +26.6 pcm, et se décompose en une composante :

- Négative de -35.0 pcm provenant de :
 - -0.3 pcm provenant de la protection neutronique supérieure ;
 - -4.0 pcm provenant des bouchons ;
 - -29.3 pcm provenant du plénum ;
 - -1.4 pcm provenant de la couverture axiale inférieure.
- Positive de +61.6 pcm provenant de :
 - 13.2 pcm provenant du combustible externe ;
 - 19.9 pcm provenant de haut du combustible interne ;
 - 17.6 pcm provenant de la plaque fertile ;
 - 10.9 pcm provenant du bas du cœur interne.

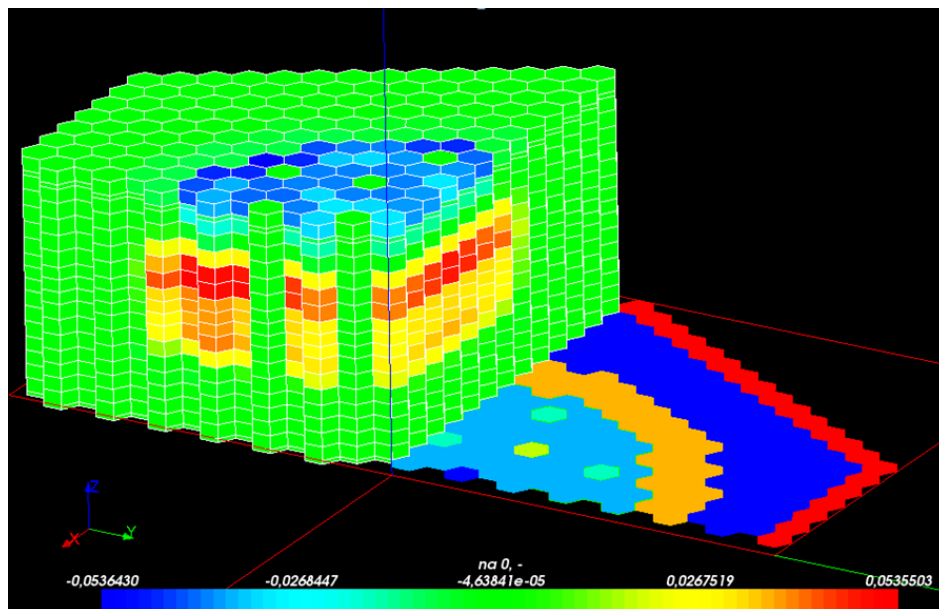


FIGURE 33: DÉCOMPOSITION SPATIALE D'UN EFFET DE VIDANGE PARTIEL (AUGMENTATION DE 100°C DE LA TEMPÉRATURE DU SODIUM DANS LES ZONES SITUÉES AU-DESSUS DE LA COUVERTURE AXIALE INFÉRIEURE) .CALCUL MINOS EN DIFFUSION

Durant un transitoire du type ULOF, la température du sodium et du combustible varie localement. Or, comme nous venons de le voir, une augmentation de la température du sodium ne produit pas systématiquement une baisse de la réactivité du cœur. L'impact d'une variation de la densité du sodium est fonction de la position spatiale de la perturbation, et il en est de même de l'impact de la contre-réaction Doppler. Ceci montre la nécessité de disposer de distributions spatiales de contre-réaction pour modéliser la variation de réactivité du cœur lors d'un ULOF.

2.5.2.6.2. INCERTITUDES SUR LA RÉACTIVITÉ NOMINALE DU RÉACTEUR

La combinaison des variances par approximation linéaire §2.2.2. , basée sur l'utilisation des matrices de variance covariance COMAC ainsi que sur les indices de sensibilité calculés grâce à la méthode

SPT telle que présentée en §2.5.2.4. , permet d'estimer l'incertitude liée aux données nucléaires sur la réactivité du cœur en fin de vie. Ces résultats sont présentés *Tableau 14*.

Les colonnes portant sur les réactions des *Tableaux 13 et 14* présentent les incertitudes sans prendre en compte les corrélations entre les réactions. Par contre les colonnes *Total* et *Total %* affichent bien les totaux en prenant en compte les corrélations entre les réactions.

σ in pcm	Fission	Capture	Elastic	Inelastic	Multiple	ν	χ	Total	Total %
Pu239	1032,05	202,06	2,22	25,54	55,33	108,16	232,78	1082,2	58,58%
U238	447,75	895,07	5,77	635,74	5,46	0	0	862,62	37,22%
Pu240	54,8	76,28	0,96	59,03	3,42	69,59	117,47	175,67	1,54%
Fe56	0	98,77	36,01	64,92	1,29	0	0	123,57	0,76%
Pu241	47,77	65,36	0,29	3,92	5,09	22,02	81,07	116,84	0,68%
Na23	0	12,39	77,6	44,14	4,14	0	0	89,64	0,40%
O16	0	43,12	72,53	2,34	4,24	0	0	84,28	0,36%
Pu238	29,3	46,17	0,1	2,75	0,13	46,57	10,15	72,59	0,26%
Pu242	19,12	26,61	0,49	7,51	0,41	11,22	14,47	38,29	0,07%
Am241	2,86	26,67	0,06	1,05	0,04	3,44	4,9	27,51	0,04%
Ni58	0	20,61	11,07	14,75	0,05	0	0	27,16	0,04%
Cr52	0	5,24	13,76	18,11	0,41	0	0	22,65	0,03%
U235	2,64	11,47	0,01	0,56	1,19	4,12	3,3	12,98	0,01%
C0	0	0,01	0,23	0,06	0	0	0	0,23	0,00%
B10	0	2,95	0,39	0	0	0	0	2,97	0,00%
Total	1127,89	931,65	113,71	644,28	56,28	139,11	273,69	1413,9	
Total %	47,72%	32,56%	0,49%	15,57%	0,12%	0,73%	2,81%		

TABLEAU 14: INCERTITUDES, EN PCM, LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LA RÉACTIVITÉ DU CŒUR. CALCUL MINOS EN DIFFUSION

Tableau 14 les corrélations entre les réactions réduisent les incertitudes de 33.34%. La fission du plutonium 239, ainsi que la capture et la diffusion inélastique de l'uranium 238 causent la majorité des incertitudes sur la réactivité du réacteur.

L'Annexe 7 et *l'Annexe 8* présentent la décomposition des incertitudes groupe par groupe. Les incertitudes présentées prennent en compte des corrélations entre les groupes, c'est pourquoi certaines valeurs peuvent être négatives. Par contre, les incertitudes présentées dans ces tableaux ne prennent pas en compte les corrélations entre les différentes réactions.

Une application de l'équation (Eq 8.) montre que l'indice de sensibilité donné pour un isotope, une réaction et une énergie est fonction uniquement de deux paramètres :

- Les sections macroscopiques de l'isotope, elles-mêmes fonctions du produit des sections microscopiques par la concentration de l'isotope ;
- La pondération liée à la répartition dans l'espace de l'isotope (selon sa répartition l'isotope aura plus ou moins d'influence sur le flux neutronique)

L'incertitude due à un isotope est le produit de l'indice de sensibilité par l'incertitude des données nucléaires. En posant les deux hypothèses suivantes :

- L'incertitude sur les données nucléaires est du même ordre de grandeur pour tous les isotopes ;
- Les isotopes sont répartis de manière homogène dans le cœur.

On peut alors (sous condition de vérifier ces deux hypothèses) déduire que les isotopes qui ont les sections macroscopiques les plus fortes créent le plus d'incertitudes.

Les résultats illustrés sont cohérents, les captures sur l'uranium 238 produisent le plutonium 239 dont la fission produit la majorité des neutrons. D'où le fort impact de ces deux paramètres (1032 pcm pour la fission du Pu239 et 895 pcm pour la capture de l'U238) sur les incertitudes. L'Annexe 7 présente la décomposition des incertitudes groupe par groupe sur la fission du plutonium 239, la capture et la diffusion inélastique de l'uranium 238. Ce sont les groupes 7 à 14 (énergie entre 820 KeV et 15 KeV) et qui génèrent la majorité des incertitudes liées aux sections de capture et de fission. La Figure 34 montre que c'est dans cette plage d'énergie que se trouve la majorité du flux du réacteur, et donc une part importante des incertitudes.

Pour les atomes lourds, les neutrons subissant une diffusion élastique conservent généralement leur énergie. Ces réactions ont donc un impact limité sur le flux, d'où un faible impact sur la réactivité et les incertitudes. Le fort impact de l'incertitude sur la section inélastique de l'uranium 238 (636 pcm) par rapport aux autres sections inélastiques (26 pcm pour l'inélastique du Pu239) provient du fait que :

- La section inélastique de l'uranium 238 est environ deux fois plus importante que la section inélastique du plutonium 239 ;
- Le cœur contient à peu près dix fois plus d'uranium 238 que de plutonium 239.

Flux du cœur de référence (en fin de vie et en situation vidangée)

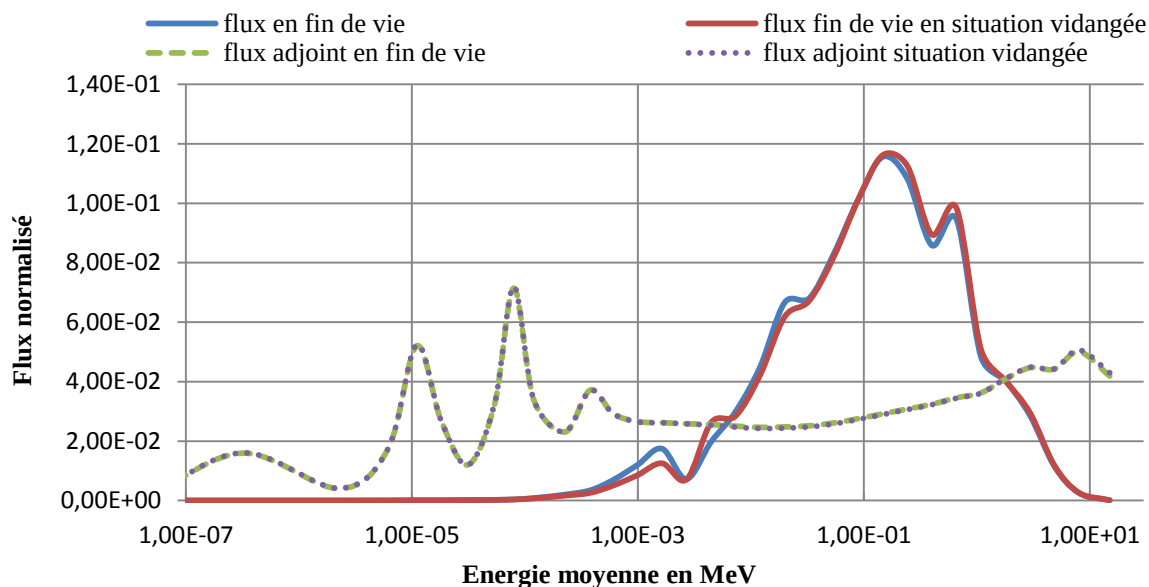


FIGURE 34: FLUX DU CŒUR DE RÉFÉRENCE (EN FIN DE VIE ET EN SITUATION VIDANGÉE)

Au final il y a un facteur vingt entre l'indice de sensibilité portant sur l'uranium 238 et le plutonium 239. Les réactions inélastiques ont généralement lieu à haute énergie, la majorité des incertitudes liées à cette réaction sont situées à des énergies situées entre 3.7 et 1.4 MeV (voir l'Annexe 7). Le flux présent à une telle énergie est modeste, mais pondéré par un flux adjoint fort (voir Figure 34), d'où l'impact

important des incertitudes liées à la section inélastique de l'uranium 238. La section de fission de l'uranium 238 contribue de manière non négligeable à l'incertitude globale. Cela s'explique, non pas par un indice de sensibilité fort, mais par une incertitude importante sur cette donnée nucléaire (d'après les données COMAC utilisées, les sections de fission de l'uranium 238 sont cinq fois plus incertaines que celles du plutonium 239).

L'incertitude sur la réactivité « absolue » du cœur, à un sigma, est de 1414 pcm. Cette incertitude, cohérente avec [ToLA12], est forte. Mais ce sont les incertitudes sur les effets différentiels de réactivité (par exemple l'effet de vidange, le poids neutronique des barres de commande ou la contre-réaction Doppler) qui sont importantes pour le dimensionnement et la sûreté du réacteur. Les corrélations entre les variables permettent d'obtenir une incertitude modérée sur les effets différentiels. Cela est présenté dans les paragraphes suivants. L'incertitude sur la réactivité du cœur sert à dimensionner le nombre d'assemblages nécessaire pour garantir un réacteur critique en toute circonstance.

2.5.2.6.3. Incertitudes sur l'effet de vidange du réacteur

L'effet vidange du cœur entraîne une baisse de sa réactivité de -207,6 pcm. L'utilisation des indices de sensibilité calculés via la méthode EGPT suivant le §2.5.2.5. permet d'estimer l'incertitude sur l'effet vidange du cœur en fin de vie. Ce résultat est présenté dans le *Tableau 15*.

σ in pcm	Fission	Capture	Elastic	Inelastic	Multiple	ν	χ	Total	Total %
Pu239	68,56	27,68	0,17	1,83	2,74	8,41	6,29	71,82	33,97%
U238	31,16	56,63	0,63	62,61	0,69	0	0	69,99	32,26%
Na23	0	9,07	58,1	34,25	3,33	0	0	67,52	30,03%
Fe56	0	14,22	3,34	5,88	0,13	0	0	15,75	1,63%
Pu240	5,93	3,69	0,06	3,58	0,22	3,13	7,6	11,35	0,85%
O16	0	3	7,18	0,31	0,43	0	0	7,76	0,40%
Pu241	5,87	3,43	0,02	0,23	0,19	1,06	1,51	7,05	0,33%
Pu242	1,02	5,54	0,04	0,46	0,03	0,47	1,35	5,83	0,22%
Pu238	2,47	3,64	0,01	0,16	0,01	0,8	0,73	4,54	0,14%
Am241	0,14	3,35	0	0,07	0	0,14	0,32	3,38	0,08%
B10	0	2,35	0,77	0	0	0	0	2,46	0,04%
Cr52	0	0,78	1,17	1,58	0,04	0	0	2,07	0,03%
Ni58	0	1,04	0,78	1,2	0	0	0	1,72	0,02%
U235	0,24	0,58	0	0,06	0,09	0,04	0,15	0,67	0,00%
C0	0	0	0,09	0,02	0	0	0	0,09	0,00%
Total	75,82	65,99	58,66	71,75	4,4	9,09	10,11	123,2	
Total %	30,42%	23,04%	18,21%	27,24%	0,10%	0,44%	0,54%		

TABLEAU 15: INCERTITUDES, EN PCM, LIÉES AUX DONNEES NUCLÉAIRES SUR LA VIDANGE DU CŒUR. (CALCUL MINOS EN DIFFUSION). DANS CE CAS LA VIDANGE EST DE -207.6±123.2 PCM (A UN σ)

Les corrélations entre les réactions réduisent les incertitudes de 24,46%. Le *Tableau 15* montre que, pour le design du cœur de référence, il n'est pas possible de garantir une vidange négative en prenant en compte 2σ d'incertitude sur les données nucléaires (vidange plus 2σ égale à 38.8 pcm). En prenant en compte 3σ d'incertitude sur les données nucléaires, l'effet de vidange reste inférieur à la réactivité nécessaire pour dépasser le saut prompt ($\beta \geq 360$ pcm).

L'équation (Eq 9.) montre que les indices de sensibilité donnés pour un delta de réactivité (EGPT) entre deux états du cœur, pour un isotope, une réaction et une énergie sont fonction de :

- La variation du flux entre les deux états étudiés ;
- La variation de la concentration isotopique de l'isotope étudié ;
- La variation des sections microscopiques de l'isotope étudié.

L'incertitude due à l'isotope est le produit de l'indice de sensibilité EGPT par l'incertitude sur les données nucléaires. Comme précédemment, en supposant que les incertitudes sur les données nucléaires sont du même ordre de grandeur pour tous les isotopes et que les isotopes sont répartis de manière homogène dans le cœur, ce sont les isotopes qui ont les variations de sections macroscopiques les plus fortes, entre l'état nominal et l'état perturbé, qui créent le plus d'incertitudes. Ce phénomène sera amplifié si la variation du flux est importante dans la zone de variation des sections macroscopiques (avec l'hypothèse qu'il n'y a pas de forte variation du flux adjoint entre les deux états).

Comme pour l'incertitude sur la réactivité du réacteur, l'incertitude sur la vidange est impactée, au 1^{er} ordre, par la fission du plutonium 239 (69 pcm), ainsi que par la capture et la diffusion inélastique de l'uranium 238 (57 et 63 pcm). Cette sensibilité est liée à la variation des sections efficaces microscopiques entre l'état nominal et vidangé. L'incertitude sur la vidange est aussi fortement impactée par l'incertitude sur les sections de diffusion élastique du sodium. Cette sensibilité est liée à la variation de la concentration du sodium durant la vidange.

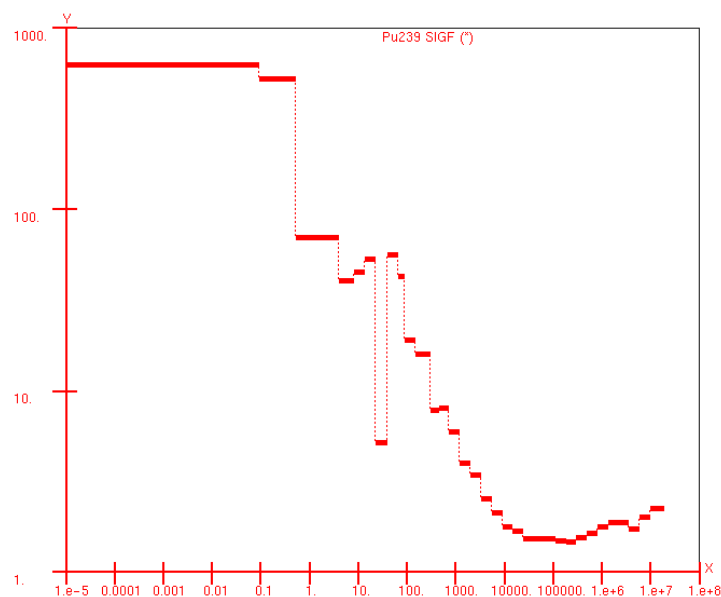


FIGURE 35: SECTION DE FISSION DU PLUTONIUM 239 (EN BARNES) EN FONCTION DE L'ENERGIE (EN EV)

L'Annexe 8 présente la décomposition des incertitudes groupe par groupe. On remarque de fortes incertitudes sur la fission dans les groupes 19 à 21 (entre 0.45 et 2.0 keV). Ce phénomène est lié à une

remontée du flux dans cette zone d'énergie et à la variation du flux entre les deux états (voir *Figure 34*). Cette remontée est corrélée à la probabilité élevée du plutonium 239 de réaliser une fission à cette énergie (*Figure 35*).

2.5.2.6.4. INCERTITUDES LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LES CONTRE-RÉACTIONS NEUTRONIQUES ET LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ SUR UN CYCLE

Les différentes contre-réactions ont été présentées au *Chapitre I* §1.4.2. Les sources d'incertitudes, liées aux données nucléaires, portant sur ces contre-réactions sont les mêmes que celles vues en §2.5.2.6.2 et §2.5.2.6.3.

Contre réaction	Perturbation	Variation de réactivité en pcm	Ecart type en pcm / %	Principal contributeur	
				Réaction	σ en pcm
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier	ΔT 100°C	27,1	4,2 / 15,3%	Elastique Na23	2,2
				Fission Pu239	2,3
				Inélastique U238	2,0
				Capture U238	1,7
Effet Doppler	ΔT 100°C	-76,5	4,3 / 5,6%	Fission Pu239	2,8
				Inélastique U238	2,3
				Fission U238	1,2
				Elastique Na23	0,8
Dilatation cœur-cuve-barre	Δz 1cm	27,7	1,2 / 4,3%	Fission Pu239	0,77
				Inélastique U238	0,6
				Fission U238	0,51
				Capture U238	0,51
Dilatation axiale gaine & boîtier	ΔT 100°C	-13,3	0,4 / 3,0%	Fission Pu239	0,91
				Fission U238	0,38
				Capture U238	0,34
				Capture Pu239	0,32
Dilatation sommier	ΔT 100°C	-85,0	2,4 / 2,9%	Fission Pu239	0,92
				Fission U238	0,51
				Capture U238	0,42
				Elastique Na	0,33
Variation de réactivité sur un cycle	360 JEPN	1591.91	73.4 / 4,6%	Fission Pu239	55,95
				Inélastique U238	33,09
				Capture U238	23,73
				Fission U238	20,38

TABLEAU 16: INCERTITUDES, EN PCM, LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LES COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTIONS DU CŒUR. CALCUL MINOS EN DIFFUSION.

Exceptée la contre-réaction portant sur la « Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier », les contre-réactions sont entachées d'une incertitude liée aux données nucléaires comprise entre 2.9% et 5.6%. Les incertitudes sont majoritairement dues à la fission du plutonium 239 et à la capture et la diffusion inélastique de l'uranium 238 (comme précédemment). La réaction de fission de l'uranium 238 est une source d'incertitudes du second ordre.

La contre-réaction « Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier » est affectée d'une d'incertitudes de 15.3%. Cette valeur est plus forte que pour les autres contre-réactions, et les sources d'incertitude sont les mêmes que celles de la vidange (§2.5.2.6.3). Ce résultat est logique et cohérent, car dans les deux cas c'est la fraction de sodium dans l'assemblage qui est perturbée.

2.5.2.7. BILAN DE LA PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES LIÉE AUX SECTIONS EFFICACES

L'implémentation dans APOLLO3® des méthodes SPT et EGPT permet d'obtenir les incertitudes liées aux données nucléaires sur les différents effets en réactivité. Le *Tableau 17* résume l'impact de ces incertitudes.

État du cœur ou contre réaction	Perturbation	Variation de réactivité en pcm	Ecart type en pcm / %
Variation de réactivité sur un cycle	360 JEPN	1591.91	73.4 / 4,6%
Réactivité nominale du réacteur	X	X	1413,9 pcm
Effet de vidange du réacteur	vidange	-207,6	123,2 pcm
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier	ΔT 100°C	27,1	4,2 / 15,3%
Effet Doppler	ΔT 100°C	-76,5	4,3 / 5,6%
Dilatation cœur-cuve-barre	Δz 1cm	27,7	1,2 / 4,3%
Dilatation axiale gaine & boîtier	ΔT 100°C	-13,3	0,4 / 3,0%
Dilatation sommier	ΔT 100°C	-85,0	2,4 / 2,9%

TABLEAU 17: INCERTITUDES, EN PCM, LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LES DIFFÉRENTS ETATS DU CŒUR ET LES COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTIONS. CALCUL MINOS EN DIFFUSION.

En prenant en compte 3σ d'incertitude sur les données nucléaires, l'effet de vidange du cœur de référence peut être positif (§2.5.2.6.3). Un des objectifs de l'optimisation est de voir s'il est possible d'améliorer cette situation, sans dégrader les autres performances du cœur.

Les calculs thermohydraulique en transitoire accidentel du paragraphe suivant utilisent les décompositions spatiales des effets de réactivité vues en §2.5.2.6.1 et estiment l'impact des incertitudes sur les coefficients de contre-réactions, vue en §2.5.2.6.4, sur la température maximale du sodium durant les transitoires.

Pour les calculs d'optimisation réalisée au *Chapitre III*, les paramètres suivants seront estimés en prenant en compte les incertitudes provenant des données nucléaires :

- L'effet de vidange ;
- La variation de réactivité lors d'un cycle ;
- Les coefficients de contre-réaction neutronique ;

Les outils mis en place dans ce mémoire sont basiques, mais permettent une première analyse de l'impact des incertitudes liées aux données nucléaires sur les effets en réactivités. À l'avenir une intégration complète de la théorie des perturbations dans APOLLO3® permettra, entre autres, d'analyser les incertitudes sur les facteurs de forme ou d'étudier le couplage entre l'incertitude sur le flux et les incertitudes sur l'évolution isotopique du combustible.

2.6. APPLICATION : INCERTITUDES LIÉES À LA THERMOHYDRAULIQUE

En neutronique, dans le cas d'un modèle « best estimate », seuls les paramètres ou données d'entrée qui définissent les différents modèles sont considérés incertains. Toutefois du point de vue de la thermohydraulique la problématique est plus vaste et les sources d'incertitudes plus nombreuses. Les équations fondamentales sont bien connues, mais il est nécessaire de les simplifier (incompressibilité des fluides, équilibre thermique entre les phases...) pour les traiter. Des lois doivent être déterminées empiriquement pour décrire certains termes inconnus des équations. C'est le cas, par exemple, pour le coefficient d'échange thermique entre le sodium et la paroi, ou encore pour la loi de frottement entre le sodium, la gaine et le fil espaceur. Dans le mémoire, seul le transitoire ULOF, présenté §1.4.2.4.3, et les incertitudes liées à sa modélisation sont analysés. Pour le cœur CFV, ce transitoire présente la marge la plus faible vis-à-vis de l'ébullition (Tableau 1 *Chapitre I*).

Les résultats qui suivent (issus de [MBCP11]) présentent par ordre d'importance (le premier étant le plus important) les principales sources d'incertitude concernant le transitoire ULOF :

- L'inertie de la pompe primaire ;
- L'effet de la contre-réaction Doppler, dont le calcul dépend :
 - Du coefficient d'échange thermique entre la pastille de combustible et la gaine, noté H_{gap} , estimé par la thermomécanique (problématique présentée *Chapitre I* §1.4.2.3.) ;
 - Du coefficient de contre-réaction Doppler calculé par la neutronique (coefficient présenté §1.4.2.2.4) ;
- L'apport d'anti réactivité des barres de commandes dont l'évaluation repose sur :
 - La dilatation différentielle (et l'inertie thermique) de l'ensemble cœur-cuve-barre (calcul thermomécanique et thermohydraulique). Ce coefficient traduit la corrélation entre les variations de température et la position des barres de commande (coefficient présenté §1.4.2.2.5) ;
 - Le poids neutronique des barres de commande. Ce terme traduit l'impact d'un mouvement des barres de commande sur la réactivité du cœur.

Par la suite, ces sources d'incertitudes vont être analysées. Le cœur du CFV est toujours en cours de dimensionnement, son design évolue en fonction des contraintes et besoins du projet. La version qui sert de référence (« cœur de référence ») aux analyses réalisées dans le mémoire s'appuie sur les caractéristiques du cœur ASTRID-V1 [CDMV13] constitué de réflecteurs en oxyde de magnésium.

Les analyses d'incertitudes en thermohydraulique s'appuient sur les hypothèses listées ci-après :

- L'inertie de la pompe primaire, dont l'incertitude est fonction du volant d'inertie et de la technologie de la pompe. La décroissance du débit est liée à une modélisation par une exponentielle, avec un temps de demi-vie de 20 secondes, du gain de charge dû à la pompe. Ce modèle est conservé pour toutes les études (au §2.6.5. cette source d'incertitude est spécifiquement analysée). L'inertie de la pompe varie fortement selon la version du CFV ;
- La chaîne de dilatation différentielle (illustré *Figure 8*) est simplifiée et un unique coefficient de dilatation thermique est considéré. Une variation d'un degré de la différence de température entre l'entrée et la sortie du cœur se traduit par une insertion des barres de commandes d'un millimètre. Ce coefficient est figé pour toutes les études sauf en §2.6.4. qui analyse spécifiquement cette source d'incertitude. En revanche, le coefficient de contre-réaction neutronique, qui traduit l'impact de l'insertion de la barre de commande sur la réactivité du cœur, est modélisé comme incertain au §2.6.3.

Par la suite nous étudierons spécifiquement :

- L'impact des données nucléaires sur les coefficients de contre-réaction issus des calculs neutroniques (impact calculé grâce aux méthodes vues §2.5.2.) et utilisés par la thermohydraulique au §2.6.3. ;
- Les incertitudes sur le coefficient de dilatation différentiel qui commande l'insertion des barres de commandes au §2.6.4. ;
- Les incertitudes sur l'inertie de la pompe primaire au §2.6.5. ;
- L'impact de la modélisation et des incertitudes portant sur le coefficient de transfert thermique H_{gap} et sur la conductivité thermique du combustible (noté λ_{comb}) au §2.6.6.

Les principales données thermohydrauliques du cœur sont résumées dans le *Tableau 18*. Lors des études d'optimisation et de propagation d'incertitudes, l'ensemble de ces caractéristiques sera conservé. Le *Chapitre III* décrira les paramètres variant lors de l'optimisation.

Caractéristiques et données communes à tous les calculs thermohydrauliques	
Inertie de la pompe primaire	20 s
Débit primaire	7900 kg/s
Débit secondaire	5000 kg/s
Température moyenne en entrée de cœur	400 °C
Température moyenne en sortie de cœur	550 °C
Dilatation différentielle cœur cuve barre	0.1 mm/K
Conductivité thermique du :	
jeu pastille/gaine du combustible fissile	0.35 W/m/K
jeu pastille/gaine combustible fertile	0.1 W/m/K

TABLEAU 18: RÉSUMÉ DES CARACTÉRISTIQUES CONSTANTES LORS DES CALCULS DE THERMOHYDRAULIQUE

2.6.1. LE SCHEMA DE CALCUL THERMOHYDRAULIQUE (VIA L'OUTIL TETAR)

Avant de détailler le déroulement du transitoire ULOF pour le cœur de référence et d'analyser l'impact des incertitudes sur ce régime transitoire, il est nécessaire de détailler le schéma de calcul utilisé pour modéliser la thermohydraulique transitoire.

Les calculs sont réalisés avec l'outil TETAR (Transients Estimation Tool for nA-cooled Reactors [PaBe13]), « code système » thermohydraulique écrit en C++, permettant d'estimer rapidement le comportement du réacteur en situation accidentelle. TETAR est avant tout un outil avancé de R&D : il permet de mettre rapidement au point des schémas de calcul répondant aux besoins des différentes études, comme ceux liés au couplage multiphysique [CBHP14]. Sa modularité permet son couplage rapide à APOLLO3®. De plus sa légèreté et sa rapidité d'exécution en font le candidat idéal pour réaliser les nombreux calculs nécessaires à l'optimisation et à la propagation d'incertitudes. Le code de référence CATHARE [GAFK11] et [TBBD12] permet le recalage de l'outil TETAR.

Les études sont concentrées sur l'analyse de l'évolution du transitoire ULOF durant les 200 premières secondes avec :

- Un circuit primaire modélisé comme une « boucle » ;
- Des collecteurs modélisés, soit en 0D comme des volumes uniques, soit en 1D comme des « tuyaux » ;
- Le débit est liée à une modélisation, en fonction du temps, du gain de charge dû à la pompe ;
- L'échangeur primaire sodium/sodium considéré comme un échangeur contre-courant, illustré par la Figure 36.

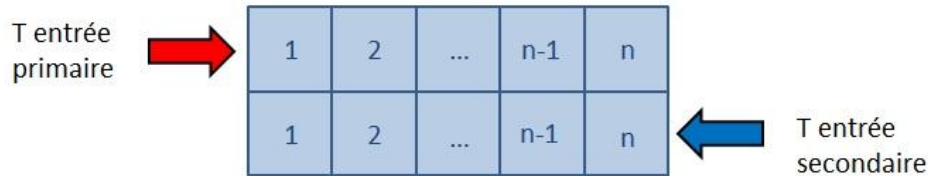


FIGURE 36 : MODÉLISATION DE L'ÉCHANGEUR INTERMÉDIAIRE DANS TETAR. ILLUSTRATION ISSUE DE [PATR12]

Dans le modèle utilisé, les cœurs sont décomposés, au minimum, en trois zones de débit. L'algorithme de zonage permet un sous-découpage multiple des zones de débit en fonction des contraintes décrites en §1.4.2.4.1. Chaque zone est représentée par un canal hydraulique 1D. Le cœur est ainsi modélisé par la mise en parallèle de plusieurs canaux (modèle multi-1D illustré Figure 37).

TETAR permet de réaliser des calculs transitoires (i.e. instationnaires) avec des canaux diphasiques. Toutefois la simulation de transitoires diphasiques est coûteuse en temps de calcul et peut rapidement diverger à cause d'instabilités numériques du modèle. En effet, les variations rapides de débits et de pressions (liées à la vaporisation du sodium) dans le cœur sont à l'origine de challenges numériques. Pour assurer la convergence du modèle, les simulations sont maintenues dans le domaine monophasique, ce qui permet d'éviter les surcoûts de calcul causés par le passage au diphasique. Cela est réalisé grâce au blocage artificiel de la vaporisation du sodium en extrapolant les lois du sodium liquide au-delà du point d'ébullition. Durant les optimisations, des cœurs peuvent ainsi avoir une température de sodium liquide « virtuelle » dépassant la température d'ébullition (car il y a blocage de la vaporisation). Mais les cœurs optimaux vis-à-vis l'ULOF abaissent au maximum la température du sodium durant le transitoire.

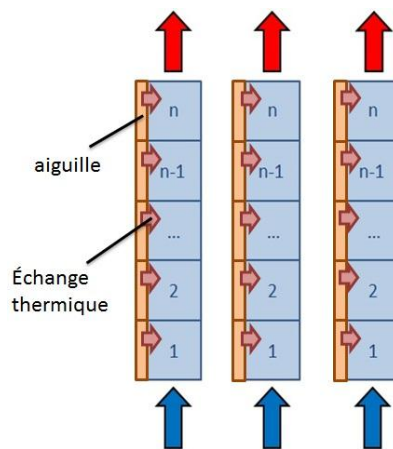


FIGURE 37 : LES CANAUX HYDRAULIQUES ET LEURS AIGUILLES VUS PAR TETAR. ILLUSTRATION ISSUE DE [PATR12]

Les coefficients de contre réaction Doppler, ainsi que la dilatation du sodium et de l'aiguille (dilatation radiale de l'aiguille) sont décomposés spatialement grâce à la méthode SPT (vu §2.5.2.3.), et sont utilisés sous cette forme par TETAR.

2.6.2. ÉTUDE DU TRANSITOIRE ULOF APPLIQUÉE AU CAS DU CŒUR DE RÉFÉRENCE

L'évolution de la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF, dans le cas d'un cœur CFV, suit le scénario suivant :

- Une perte des pompes primaires sans chute des barres d'arrêt d'urgence. En 20 secondes le débit de la pompe primaire est divisé par deux. Nous modélisons uniquement les 200 premières secondes du transitoire. ;
- Une diminution du débit primaire, ce qui entraîne une augmentation de la température moyenne du sodium primaire (courbe verte *Figure 38*). Les contre-réactions provenant de la « Dilatation axiale gaine & boîtier », de la « Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier » et de la « dilatation différentielle cœur-cuve-barre » (insertion des barres de commande, courbe verte et bleue *Figure 39*) produisent une diminution de la réactivité du cœur et se traduisent par une diminution de la puissance du réacteur ;
- Une baisse de puissance du cœur qui se traduit par la diminution de la température moyenne du combustible (courbe mauve *Figure 38*) ce qui entraîne une contre-réaction Doppler, qui stabilise la réactivité du cœur. En effet, il y a une compensation entre la réactivité apportée par l'effet Doppler et l'anti-réactivité apportée par le point précédent ;
- Un maintien du circuit secondaire sur son débit de fonctionnement nominal, combiné à la diminution de puissance du réacteur, entraîne une diminution de la température moyenne du sodium en entrée de réacteur (courbe verte *Figure 38*). Cela entraîne une contre-réaction légèrement positive de l'effet de dilatation du sommier (courbe rouge *Figure 39*) ;
- Une stabilisation au bout d'une centaine de secondes de la puissance cœur à 66% de la puissance nominale du réacteur (courbe en pointillé *Figure 39*). La température maximale du sodium en sortie de cœur est alors de 890,4°C, après un pic à 898,2°C. Notons que le sodium entre en phase d'ébullition à une température voisine de 930°C (la valeur exacte étant fonction de la pression) ;

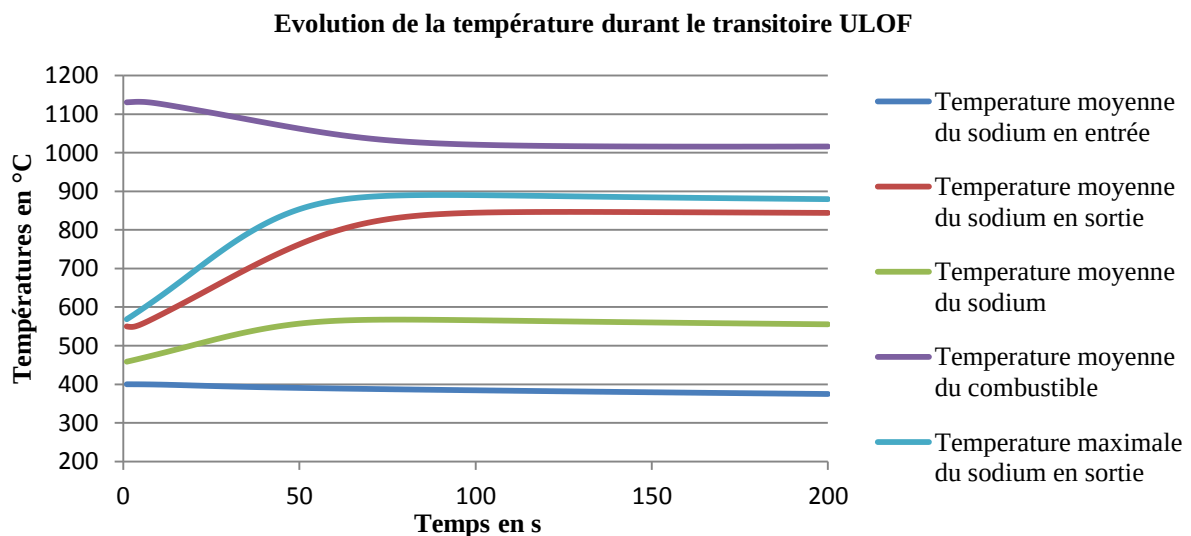


FIGURE 38: ÉVOLUTION DES TEMPÉRATURES DURANT LE TRANSITOIRE ULOF SUR LE COEUR DE RÉFÉRENCE. CALCUL TETAR AVEC COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTION ISSUS D'UN CALCUL APOLLO3®

La marge à l'ébullition du transitoire ULOF est particulièrement faible, d'où l'intérêt de chercher à l'améliorer grâce aux exercices d'optimisation. Les deux contre-réactions qui régissent au 1^{er} ordre le transitoire sont représentées par la Figure 39 il s'agit de :

- La contre-réaction Doppler ;
- L'apport d'anti réactivité introduite par la dilatation différentielle des barres de commande.

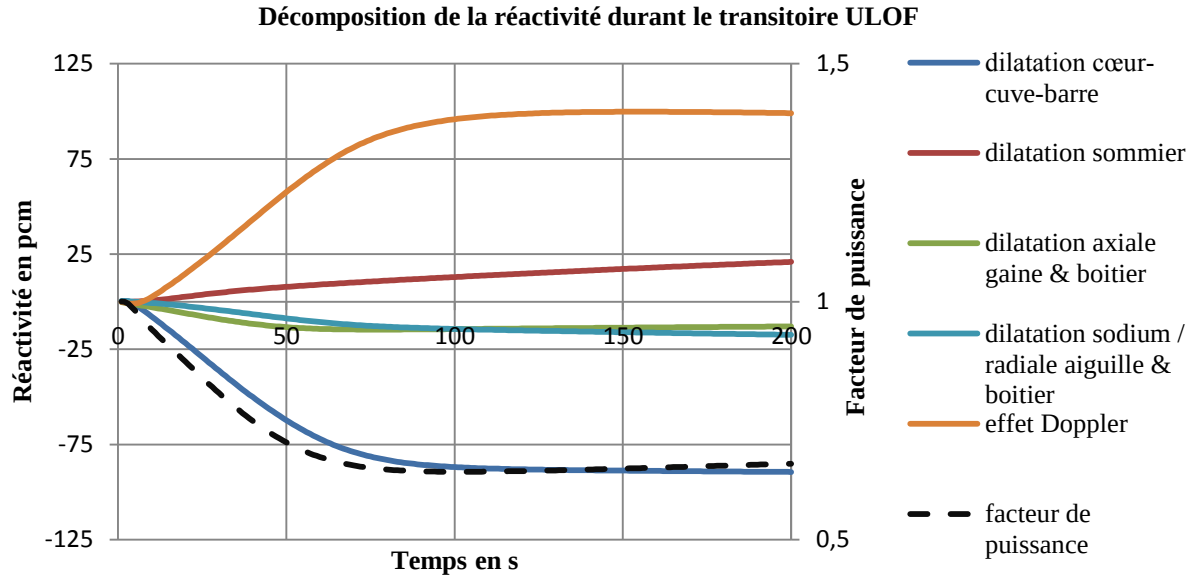


FIGURE 39: DÉCOMPOSITION DES EFFETS DE RÉACTIVITÉ LORS D'UN TRANSITOIRE ULOF SUR LE COEUR DE RÉFÉRENCE. CALCUL TETAR AVEC COEFFICIENT DE CONTRE-RÉACTION ISSUS D'UN CALCUL APOLLO3®

2.6.3. IMPACT DE LA PROPAGATION DES INCERTITUDES NEUTRONIQUES SUR LA THERMOHYDRAULIQUE

Le comportement du cœur durant le transitoire étant analysé, il devient possible d'estimer l'impact des incertitudes sur la modélisation de l'ULOF. Dans cette partie, seuls les coefficients de contre-réaction neutronique sont considérés comme incertains (coefficients présentés §1.4.2.2.), à savoir :

- La dilatation sodium plus la dilatation radiale aiguille & boîtier ;
- L'effet Doppler ;
- La dilatation cœur-cuve-barre ;
- La dilatation axiale gaine & boîtier (avec l'hypothèse que le combustible est lié à la gaine) ;
- La dilatation sommier.

Les incertitudes sur ces coefficients proviennent des incertitudes sur les données nucléaires et sont estimées grâce à la méthode EGPT présentée §2.5.2.5. Les coefficients de contre-réaction Doppler et de « dilatation sodium plus la dilatation radiale aiguille & boîtier » sont décomposés spatialement via la méthode SPT présentée §2.5.2.3. Les nappes de contre-réaction spatiales (présenté §2.5.2.6.1) sont produites normalisées, c'est-à-dire que chacune des contre-réactions locales est divisée par la valeur de la contre-réaction intégrale (la contre-réaction intégrale étant la somme des contre-réactions locales). Les incertitudes sont modélisées par des perturbations sur la valeur intégrale de la contre-réaction.

L'impact de ces incertitudes sur la température maximale atteinte par le sodium (**noté $T_{Na\ max}$**) lors du transitoire ULOF est estimé par échantillonnage Monte-Carlo (méthode présentée §2.2.3.). Une centaine de simulations sont réalisées pour évaluer l'écart type sur la $T_{Na\ max}$.

2.6.3.1. APPLICATION AU CŒUR DE RÉFÉRENCE

L'ensemble des paramètres incertains considérés lors de cette étude sont listés dans Le *Tableau 19* ci-après.

Contre-réaction	Perturbation	Variation de réactivité en pcm	Ecart type en pcm	Ecart type en %
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier	$\Delta T\ 100^{\circ}C$	27,1	4,2	15,3%
Effet Doppler	$\Delta T\ 100^{\circ}C$	-76,5	4,3	5,6%
Dilatation cœur-cuve-barre	$\Delta z\ 1cm$	27,7	1,2	4,3%
Dilatation axiale gaine & boîtier	$\Delta T\ 100^{\circ}C$	-13,3	0,4	3,0%
Dilatation sommier	$\Delta T\ 100^{\circ}C$	-85,0	2,4	2,9%

TABLEAU 19 : INCERTITUDES DUES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LES COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTION ISSUES DES CALCULS NEUTRONIQUES

L'impact de l'ensemble des incertitudes relatives aux différents paramètres du *Tableau 19* est estimé à partir d'une centaine de simulations TETAR. Le *Tableau 20* donne les principaux résultats. On constate que les incertitudes liées aux coefficients de contre-réaction ont un effet modéré sur la $T_{Na\ max}$ (i.e. inférieur à 1.5% de la $T_{Na\ max}$). Cela s'explique par la physique du transitoire. Toute perturbation du système est compensée par un effet stabilisateur. Par exemple une diminution en valeur absolue de la contre-réaction Doppler se traduit par une plus forte chute de la température du combustible (la puissance diminue plus), ce qui finalement augmente la contre-réaction Doppler et compense en partie la perturbation.

L'ensemble des 100 simulations donne une augmentation de $10,8^{\circ}C$ sur la $T_{Na\ max}$, à 3σ . La marge vis-à-vis de l'ébullition (qui se produit aux environs de $930^{\circ}C$) est faible. Cela illustre l'intérêt d'aller plus loin dans l'optimisation du réacteur afin d'augmenter cette marge, tout en prenant en compte les incertitudes pour garantir des gains réels par rapport au concept de référence.

Température maximale du sodium durant l'ULOF en $^{\circ}C$	Avec 100 tirages	Avec 10 000 tirages
Moyenne	898,2 $^{\circ}C$	898.2 $^{\circ}C$
Ecart type	3,6 $^{\circ}C$	3.5 $^{\circ}C$
Moyenne + 3σ	909,0 $^{\circ}C$ (898,2+10,8)	908.7 $^{\circ}C$ (898,2+10,5)
Quantile 1%	890,4 $^{\circ}C$	889.4 $^{\circ}C$
Quantile 99%	905,8 $^{\circ}C$	905.9 $^{\circ}C$

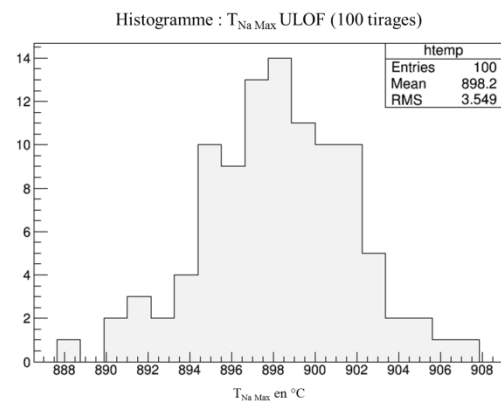


TABLEAU 20: A GAUCHE, IMPACT DES INCERTITUDES LIÉES AUX COEFFICIENTS DE CONTRE-RÉACTION SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF. A DROITE, HISTOGRAMME DE 100 TIRAGES

Afin de mieux comprendre et appréhender l'impact des incertitudes, une analyse de sensibilité (notée AS) de l'ULOF via les indices de Sobol (méthode présentée §2.3.4.) a été réalisée. La détermination des indices de Sobol a nécessité le recours à des méta-modèles dont le processus de génération est décrit au §3.3. du *Chapitre III*. Dans cette application la formation de méta-modèles donne de très bon résultats avec une capacité de prédiction excellente (erreur de prédiction négligeable). Ces méta-modèles ont permis de réaliser les 10 000 évaluations dont le résultat est présenté au *Tableau 20*. L'analyse de sensibilité devient (AS) possible dès lors que le méta-modèle est formé. On constate, *Figure 40*, que les indices de Sobol du 1^{er} ordre et totaux sont identiques montrant ainsi que le système est additif (i.e. $Y = \sum_i f(X_i)$).

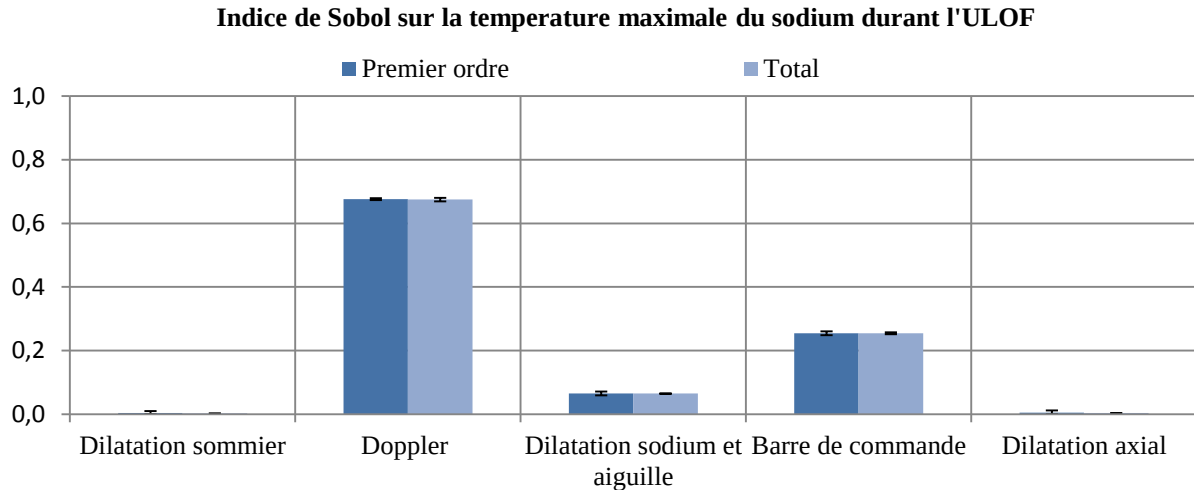


FIGURE 40: INDICES DE SOBOL DÉCOMPOSANT L'IMPACT DES INCERTITUDES SUR LE TRANSITOIRE ULOF. L'INCERTITUDE SUR LE COEFFICIENT EST ESTIMÉE GRÂCE À [MART11]

Les différentes simulations montrent que l'incertitude sur la $T_{Na\ max}$ est fortement impactée :

- Par l'incertitude sur la contre-réaction Doppler ;
- A un degré moindre par l'incertitude sur le coefficient modélisant l'apport de réactivité produit par l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande.

La *Figure 39* montre le fort apport en réactivité de ces deux coefficients. Il est donc logique que ce soit les incertitudes sur ces coefficients qui produisent le plus fort impact sur la $T_{Na\ max}$. De plus, les valeurs d'incertitude sur ces deux coefficients sont voisines comme le montre *Tableau 2* soit 5,6% et 4,3% respectivement pour le coefficient Doppler et les barres de commande. Il est donc normal que le coefficient Doppler (qui apporte le plus de réactivité durant le transitoire) soit le coefficient causant le plus d'incertitude. Bien que son apport en réactivité soit plus modeste lors du transitoire (*Figure 39*), l'effet de la « dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier » a un impact non négligeable sur les incertitudes lors du transitoire. Cela est dû à la forte incertitude sur ledit coefficient (*Tableau 16* : 15,3%).

Un domaine actif de recherche porte sur la réalisation d'analyse de sensibilité sur les quantiles (thèse de Paul Lemaître [Lema14]). Dans notre cas utiliser de tels outils permettrait de suivre ce qui impacte le plus le quantile à 99% de la $T_{Na\ max}$.

2.6.4. PRISE EN COMPTE DE L'IMPACT DE L'INSERTION DES BARRES DE COMMANDE SUR LE TRANSITOIRE

Comme nous l'avons déjà évoqué, estimer l'insertion relative des barres de commande nécessite de bien connaître le comportement thermomécanique des structures du réacteur. En effet, cette insertion est pilotée par la dilatation de la cuve, des supports du sommier, des assemblages combustibles, des barres de commandes (voir la *Figure 8*)... Certains composants, comme la cuve, présentent des inerties thermiques importantes. De plus, il est complexe de modéliser finement les écoulements et donc les échanges thermiques entre les structures et le sodium. Des effets locaux, comme des turbulences ou des phénomènes de stratification (estimables uniquement via des simulations hydrauliques en 3D), peuvent impacter la température des structures. Il est donc difficile de modéliser l'insertion relative des barres de commande qui, comme nous l'avons vu en §2.6.2. , impacte fortement la phénoménologie du transitoire. Un objectif ambitieux serait de pouvoir passer le transitoire ULOF (i.e. conserver une $T_{Na\ max}$ inférieure à la température d'ébullition du sodium) sans avoir recours à la contre-réaction neutronique produite par l'insertion des barres.

Ne pas prendre en compte l'insertion relative des barres de commande, augmente de 83°C la $T_{Na\ max}$ (*Tableau 21*), la température d'ébullition est alors largement dépassée. Lors des calculs d'optimisation, en plus de l'estimation de la $T_{Na\ max}$ et de son écart type comme vu en §2.6.3. , une connaissance du comportement du cœur sans prendre en compte l'apport d'anti réactivité apportée par les barres de commandes permet d'estimer la résistance du cœur vis-à-vis des incertitudes sur ce coefficient.

	Avec prise en compte de l'insertion relative des barres de commande	Sans prise en compte de l'insertion relative des barres de commande	Écart
Température maximale du sodium durant l'ULOF	898.2°C	980.6°C	+82.4°C

TABLEAU 21: IMPACT DE LA PRISE EN COMPTE DE L'INSERTION RELATIVE DES BARRES DE COMMANDE SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF

2.6.5. PRISE EN COMPTE DE L'IMPACT DE L'INERTIE DE LA POMPE PRIMAIRE SUR LE TRANSITOIRE

L'inertie de la pompe primaire est liée à la technologie de la pompe qui varie selon les designs de la chaudière du cœur de référence. Lors des calculs d'optimisation, nous estimons la $T_{Na\ max}$ avec une inertie de pompe de 20s (valeurs utilisées dans toutes nos autres simulations) et de 10s. Ces deux valeurs représentent grossièrement la plage de variation de l'inertie de la pompe selon les designs de la chaudière. Cette variation n'est pas à interpréter comme l'impact des incertitudes de l'inertie de pompe sur la $T_{Na\ max}$, mais comme un facteur d'impact du choix de la technologie de la pompe et de son inertie sur la $T_{Na\ max}$. Le *Tableau 22* montre qu'une division par deux de l'inertie provoque une augmentation de 11,6°C de la $T_{Na\ max}$.

Inertie pompe primaire	20 s	10 s	Écart
Température maximale du sodium durant l'ULOF	898.2°C	909.8°C	+11.6°C

TABLEAU 22: IMPACT DE LA PRISE EN COMPTE DE L'INERTIE DE LA POMPE PRIMAIRE SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF

2.6.6. ANALYSE DE L'IMPACT DE LA THERMOMÉCANIQUE SUR LA THERMOHYDRAULIQUE

Comme nous l'avons vu en introduction, une partie des incertitudes sur le transitoire ULOF est liée à la modélisation de la température des aiguilles, température qui pilote la contre-réaction Doppler. Les travaux de [Kepi13] ont analysé les différents impacts sur la $T_{Na\ max}$ de la modélisation des coefficients de transfert thermique entre l'aiguille et le combustible, notés H_{gap} , d'une part, et de la conductivité thermique du combustible $\lambda_{combustible}$, d'autre part.

Dans un premier temps trois cas différents ont été analysés :

- **Modèle « exact »** ou chaque assemblage est modélisé par un canal hydraulique. On suppose que toutes les aiguilles de l'assemblage reçoivent la même puissance. Le calcul thermomécanique réalisé par GERMINAL est alimenté par les débits issus d'un 1^{er} calcul thermohydraulique TETAR (étape de répartition des débits vu en §1.4.2.4.1) ainsi que par les nappes de puissance, flux et les dpa (§1.4.2.2.3) issues d'un calcul APOLLO3® (le schéma de calcul neutronique est décrit en §2.5.1.). Le H_{gap} et le $\lambda_{combustible}$ sont estimés précisément, en fonction de la hauteur, pour chacune des aiguilles représentant un des assemblages du réacteur ;
- **Modèle « standard »** ou seul un canal hydraulique par zone de débit est modélisé par TETAR. Les valeurs du H_{gap} et de $\lambda_{combustible}$ représentent les valeurs moyennes des H_{gap} et $\lambda_{combustible}$ des assemblages constituant la zone de débit. Cette valeur est estimée pour chacune des mailles axiales de la zone. Usuellement c'est cette modélisation qui est utilisée dans les schémas de calcul RNR-Na ;
- **Modèle « global »** ou un unique coefficient est utilisé pour modéliser chacun des matériaux du réacteur (fissile, fertile et plaque fertile). Cette valeur est issue de la moyenne du H_{gap} et du $\lambda_{combustible}$ estimés dans le cas du modèle exact.

Modèle de H_{gap} / $\lambda_{combustible}$	Température maximale lors du transitoire ULOF	Ecart avec le modèle standard
Standard	886.4 °C	
Global	869.2 °C	- 17,2 °C
Exact	898.9 °C	+ 12,5 °C

TABLEAU 23: IMPACT DES MODÈLES THERMIQUES SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF. VALEUR ISSUE DE [KEPI13]

Le *Tableau 23* montre que le passage du modèle standard au modèle exact augmente la $T_{Na\ max}$ de 12,5 °C. Trois effets sont en compétition, leurs combinaisons expliquent la variation de $T_{Na\ max}$:

- Plus le combustible est chaud plus son H_{gap} est élevé (fermeture du jeu pastille gaine par dilatation thermique). Moyenner le H_{gap} sur tout le cœur diminue la valeur du H_{gap} dans les zones chaudes, ce qui provoque une augmentation artificielle de la température du combustible chaud ;
- Nous avons l'effet inverse sur le combustible le plus froid : moyenner le H_{gap} augmente la valeur du H_{gap} dans les zones froides, ce qui diminue artificiellement la température du combustible froid ;
- L'effet Doppler ne dépend pas uniquement de la variation de température, mais aussi de la température initiale (voir équation de l'effet Doppler §1.4.2.2.4). A variation constante, plus la température initiale est élevée, plus l'effet Doppler est faible.

Dans ces calculs, on considère H_{gap} et $\lambda_{combustible}$ comme constant durant le transitoire. Cette hypothèse est inexacte, les variations de la température au cours de l'ULOF ont un impact sur les coefficients

d'échange thermique. Par exemple une baisse de la température du combustible tend à augmenter le jeu entre la pastille et la gaine (rétractation thermique du combustible), ce qui entraîne une diminution du coefficient d'échange thermique H_{gap} .

Les travaux de [Kepi13] ont permis d'estimer la différence entre le « modèle exact » vu précédemment, sans aucune réactualisation de H_{gap} et de $\lambda_{\text{combustible}}$ durant le transitoire et le « modèle exact » en réactualisant H_{gap} et $\lambda_{\text{combustible}}$ toutes les dix secondes pendant le transitoire. La Figure 41 présente le résultat de ce couplage.

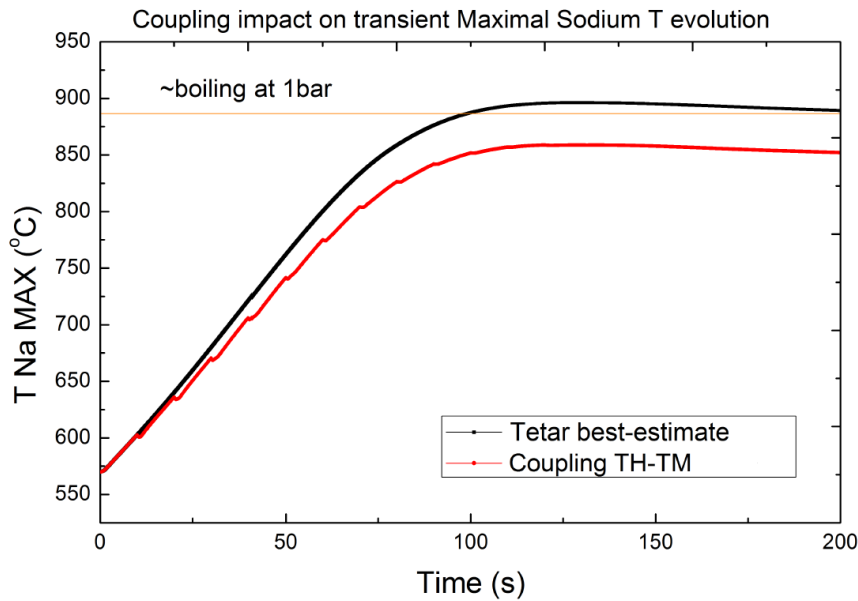


FIGURE 41: IMPACT DE LA MISE A JOUR DES COEFFICIENTS H_{GAP} ET DE $\lambda_{\text{COMBUSTIBLE}}$ DURANT LE TRANSITOIRE ULOF. COURBES ISSUES DE [KEPI13]

La mise en place d'une telle simulation nécessite une communication entre TETAR et GERMINAL toutes les 10 secondes. Une simulation GERMINAL sur chacune des 291 aiguilles, représentant les 291 assemblages du cœur, doit donc être réalisée toutes les 10 secondes de transitoire.

Modèle de $H_{\text{gap}} / \lambda_{\text{combustible}}$	Température maximale lors du transitoire ULOF	Écart avec le modèle global	Écart avec le modèle standard
Global	869.2 °C	X	-17.2 °C
Standard	886.4 °C	+ 17.2 °C	X
Exact sans réactualisation de $H_{\text{gap}} / \lambda_{\text{combustible}}$	898.9 °C	+ 29.7 °C	+12,5 °C
Exact avec réactualisation de $H_{\text{gap}} / \lambda_{\text{combustible}}$	859.8 °C	- 9.4 °C	-26,6 °C

TABEAU 24: IMPACT DU MODÈLE THERMIQUE SUR LA SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF

Les résultats montrent une diminution de la $T_{\text{Na max}}$ de 39,1 °C par rapport au modèle exact sans réactualisation (voir le Tableau 24). Ce résultat résulte de l'enchaînement de différentes phases et états du système :

1. Un refroidissement du combustible et un échauffement de la gaine d'où un effet de dilatation différentielle qui tend à diminuer la valeur du H_{gap} ;

2. La température du combustible estimée par le modèle avec réactualisation des coefficients d'échange thermique est plus élevée que celle du modèle sans réactualisation. Il en résulte un apport moindre de réactivité de la contre-réaction Doppler, donc une baisse plus importante de la réactivité du réacteur et donc une baisse plus forte de la puissance du cœur.

Ces différents travaux démontrent l'importance d'un recours à une modélisation la plus précise possible des paramètres H_{gap} et $\lambda_{\text{combustible}}$ lors des transitoires ULOF. On peut aussi remarquer qu'un phénomène de compensation d'erreur limite l'impact des incertitudes liées à la modélisation. **En conclusion, la méthode standard donne des résultats conservatifs (marge de 26.6°C) par rapport au calcul « best estimate » évaluant la température $T_{\text{Na max}}$.**

Les schémas exacts avec mise à jour des coefficients d'échanges thermiques se heurtent à une difficulté importante liée aux ressources de calcul disponibles pour mener les différentes optimisations. Pour cette raison, par la suite, nous nous limitons à l'utilisation du modèle global qui présente une marge de 9,4°C par rapport au calcul « best estimate » évaluant la température $T_{\text{Na max}}$. Toutefois les modèles ULOF best estimate devront, à terme, évoluer vers des modèles « exacts avec mise à jour ». L'utilisation de tels modèles permettra de dégager des marges appréciables vis-à-vis de l'ébullition. **Dans notre évaluation, le choix de la modélisation des coefficients d'échange thermique a plus d'impact sur le transitoire que l'ensemble des incertitudes dues aux coefficients de contre-réaction neutronique.**

Remarque : dans le mémoire les marges à l'ébullition lors de l'ULOF sont légèrement différentes selon les chapitres. Les résultats présentés en §2.6.3. s'appuient sur un design d'ASTRID-V1 et ceux de §2.6.6. , issus de [Kepi13], sont issus de calculs réalisés sur un cœur ASTRID-V2 [CDMV13]. En outre, les résultats présentés *Tableau 1* proviennent d'une chaîne de calcul, basé sur les codes ERANOS et CATHARE [MBCP11], indépendante des outils que nous avons mis en place pour la thèse.

2.6.7. BILAN DES INCERTITUDES ET DES IMPACTS DES DIFFÉRENTS PARAMÈTRES / MODÈLES SUR L'ULOF

Le *Tableau 25* présente des résultats de nature hétérogène, on peut uniquement parler d'incertitudes sur la $T_{\text{Na max}}$ pour les coefficients de contre-réaction. Dans les autres cas ce sont plutôt des coefficients traduisant l'impact d'un paramètre ou d'un modèle sur la $T_{\text{Na max}}$.

	Ordre de grandeur de la perturbation sur la $T_{\text{Na max}}$
Incertitude sur les coefficients de contre-réaction	+ 15 °C
Impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande	+ 90 °C
Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire	+ 15 °C
Impact du modèle de H_{gap} / $\lambda_{\text{combustible}}$	- 25 °C

TABLEAU 25: RÉSUMÉ DES INCERTITUDES ET DES IMPACTS DES DIFFÉRENTS PARAMÈTRES / MODÈLES SUR L'ULOF

Lors des calculs d'optimisation les trois paramètres suivants sont estimés pour toutes les simulations de réacteur :

- L'incertitude sur les coefficients de contre-réaction ;
- L'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande ;
- L'impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire.

Le *Chapitre III* présentera la manière dont ils sont combinés afin d'évaluer le comportement du cœur en prenant en compte les incertitudes. **Nous considérons notre modèle comme conservatif vis-à-vis des incertitudes portant sur les coefficients de transfert thermique entre l'aiguille et le combustible et la conductivité thermique du combustible. C'est pourquoi ces incertitudes ne seront pas étudiées par la suite.**

2.7. APPLICATION : INCERTITUDES LIÉES AUX PROCESSUS INDUSTRIELS (INCERTITUDES TECHNOLOGIQUES) ET À LA THERMOMÉCANIQUE

Après l'analyse d'incertitudes provenant de la neutronique et de la thermohydraulique nous allons maintenant analyser les incertitudes liées aux processus industriels et à la thermomécanique. Le cœur est constitué de différents assemblages de haute technicité dont l'industrialisation est complexe. Le programme ASTRID devra relancer les filières industrielles capables de produire des composants conformes aux critères et aux tolérances spécifiés. Il est toujours tentant de spécifier des tolérances strictes pour garantir, sans étude supplémentaire, le bon fonctionnement du réacteur. Cependant, plus les tolérances sont serrées, plus leurs impacts sur les coûts sont importants. Il paraît raisonnable, lors de l'étude d'impact des incertitudes sur les performances du réacteur, de supposer que les incertitudes liées aux tolérances des assemblages d'ASTRID sont les mêmes que celles liées aux tolérances sur les assemblages existant dans Phénix (dernier RNR-Na en fonctionnement en France).

Les concepteurs des aiguilles prennent en compte l'impact des incertitudes liées aux tolérances de fabrication sur son comportement durant l'irradiation [Duma13]. Actuellement les études menées par les thermomécaniciens postulent que l'incertitude sur la puissance de l'aiguille est dé-corrélée des incertitudes technologiques. Il s'agit d'une approximation, car les incertitudes sur la teneur exacte en plutonium des aiguilles ainsi que sur leurs dimensions impactent directement la répartition de la puissance au sein du réacteur et ses coefficients de contre-réactions. Mais, à ce jour, la prise en compte de l'impact de ces incertitudes sur la nappe de puissance, calculée en neutronique, n'a pas fait l'objet d'études.

L'objectif de cette partie est de quantifier l'impact des incertitudes liées aux processus industriels. Les sources d'incertitudes n'étant pas assez bien connues et les outils pour évaluer leurs impacts n'étant que partiellement disponibles, ces incertitudes liées aux processus industriels ne sont pas estimées lors du processus d'optimisation des cœurs.

Dans un premier temps, §2.7.1. , une étude très sommaire de l'impact sur la neutronique des incertitudes des processus industriels est menée. Dans un second temps, §2.7.2. , une analyse de la problématique de la prise en compte des incertitudes sur la thermomécanique du combustible et de son interdépendance avec les autres disciplines est analysée.

2.7.1. IMPACT DES INCERTITUDES LIÉES AUX PROCESSUS INDUSTRIELS SUR LA NEUTRONIQUE

Jusqu'à présent les incertitudes liées aux processus industriels ont été étudiées au niveau d'une aiguille (voir [Duma13]). Mais dans les RNR-Na la neutronique est pilotée, au 1^{er} ordre, par les fractions volumiques des différents constituants de l'assemblage (illustration *Figure 42*), en conséquence c'est l'incertitude sur le lot d'aiguilles qui devient prépondérante vis-à-vis de celle d'une aiguille élémentaire.

Deux hypothèses de répartition statistique d'un lot d'aiguilles peuvent être émises :

1. Hypothèse 1 : toutes les aiguilles du lot ont été produites en même temps et possèdent exactement les mêmes caractéristiques. Dans ce cas la variable incertaine x , relative par exemple au diamètre moyen des n aiguilles de l'assemblage, sera modélisée par une loi uniforme entre x_{min} et x_{max} ;

2. Hypothèse 2 : toutes les aiguilles d'un lot sont indépendantes. Dans ce cas la variable incertaine x , relative par exemple au diamètre moyen des n aiguilles de l'assemblage, sera modélisée par une loi gaussienne :

- De moyenne : $\mu = \frac{1}{2}(x_{max} + x_{min})$;
- D'écart type : $\sigma = \frac{1}{2\sqrt{3n}}(x_{max} - x_{min})$;

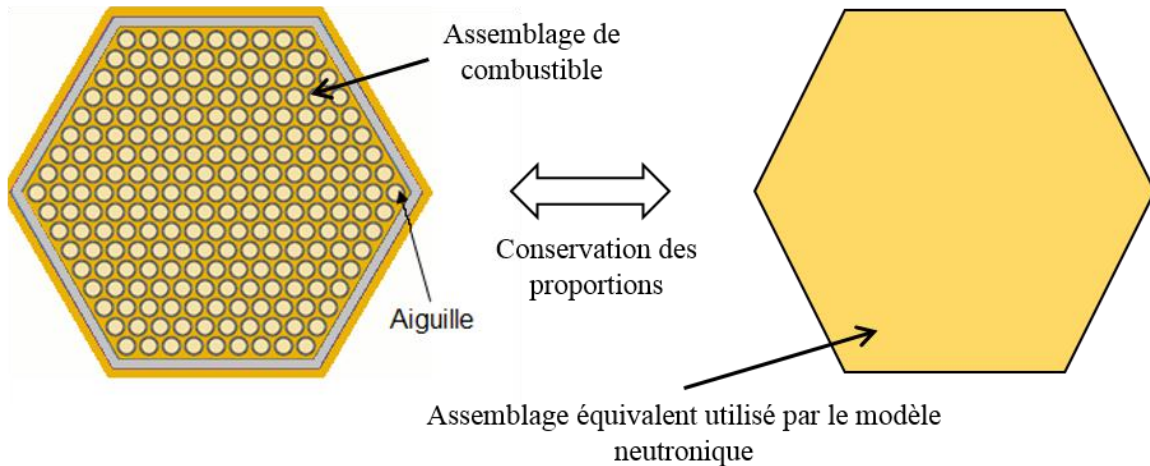


FIGURE 42: ÉQUIVALENCE ENTRE L'ASSEMBLAGE ET SON MODÈLE NEUTRONIQUE

Ces deux hypothèses sont extrêmes : dans le 1^{er} cas on suppose une corrélation totale entre toutes les aiguilles du lot, dans le 2nd on fait l'hypothèse inverse. L'écart type entre hypothèses 1 et 2 est divisé d'un facteur proportionnel à $\sqrt{n}$ (n étant le nombre d'aiguilles). L'étude de ces deux cas permet d'évaluer l'impact minimal (hypothèse 2) et maximal (hypothèse 1) des incertitudes technologiques sur les fractions volumiques constituant un assemblage. Il n'existe actuellement aucune donnée sur la distribution des incertitudes au sein d'un lot d'aiguille, mais les processus industriels sont souvent sujets à une dérive lente et linéaire par rapport à la valeur nominale (due par exemple à l'usure d'un l'outil), l'hypothèse 1 semble donc particulièrement pertinente.

Le *Tableau 26* résume l'ensemble des sources d'incertitudes qui impactent le calcul des fractions atomiques des différents constituants d'un assemblage. La démarche suivante a été mise en place :

- On applique les incertitudes provenant de la fabrication des assemblages de Phénix, issues de [Duma13], sur le cas du CFV ;
- Si l'incertitude sur une variable n'est pas disponible, nous utilisons les données d'incertitude sur l'élément technologique le plus proche. Par exemple, l'incertitude sur le diamètre extérieur de la gaine étant indisponible, on lui applique l'incertitude du diamètre intérieur de la gaine ;
- Faute de données disponibles sur les entreplats des boîtiers hexagonaux, une valeur enveloppe de 0,1mm est retenue. Une telle tolérance semble atteignable sans surcoût, avec des procédés de fabrication usuels.

L'objectif est d'apporter des 1^{ers} éléments pour estimer les ordres de grandeur en jeux, et de lister les besoins nécessaires à des analyses complémentaires.

Variable	Valeur cible	Tolérance / mesure	Source des données
Teneur massique en plutonium $m(\text{PuO}_2) / m(\text{UPuO}_2)$			[Duma13]
Diamètre intérieur gaine			[Duma13]
Diamètre extérieur gaine			Utilise la même valeur que celle donnée pour le diamètre intérieur gaine
Diamètre du fil			
Diamètre extérieur pastille		Données confidentielles	[Duma13]
Diamètre du trou central			Utilise la même valeur que celle donnée pour le diamètre extérieur pastille
Pas du fil espaceur			Aucune donnée trouvée, valeur arbitraire
Densité de l'oxyde			[Duma13]
Rapport oxygène sur métal			[Duma13]
Pas assemblage	171.7 mm		
Entreplat externe de l'assemblage	168.7 mm	± 0.1 mm	Aucune donnée trouvée, valeur arbitraire. 100 microns représentent une tolérance usuelle de fabrication
Entreplat interne de l'assemblage	161.5 mm		

TABLEAU 26: INCERTITUDES SUR LES DONNÉES DE FABRICATION DES ASSEMBLAGES

Le *Tableau 27* montre que, dans le cadre de l'hypothèse 1, la fraction volumique de sodium dans l'assemblage peut être modifiée à hauteur de 0.6% (l'écart entre le quantile à 99% et la moyenne est de 0.53%) par les incertitudes sur les données de fabrication. L'utilisation des indices de Sobol, donnés sur *Figure 43*, montre que cette incertitude est portée exclusivement par les incertitudes sur les diamètres extérieurs des aiguilles et l'épaisseur du boîtier. Ces résultats sont attendus puisque la fraction de sodium dans l'assemblage est majoritairement pilotée par ces deux paramètres.

En effectuant le rapport entre l'écart type de l'hypothèse 1 et 2 (égale à 17,8) on vérifie bien que le facteur ainsi obtenu est voisin de $\sqrt{n}$ (n étant nos 217 aiguilles, $\sqrt{n} = 14,7$).

Indice de Sobol sur la fraction volumique de sodium dans l'assemblage

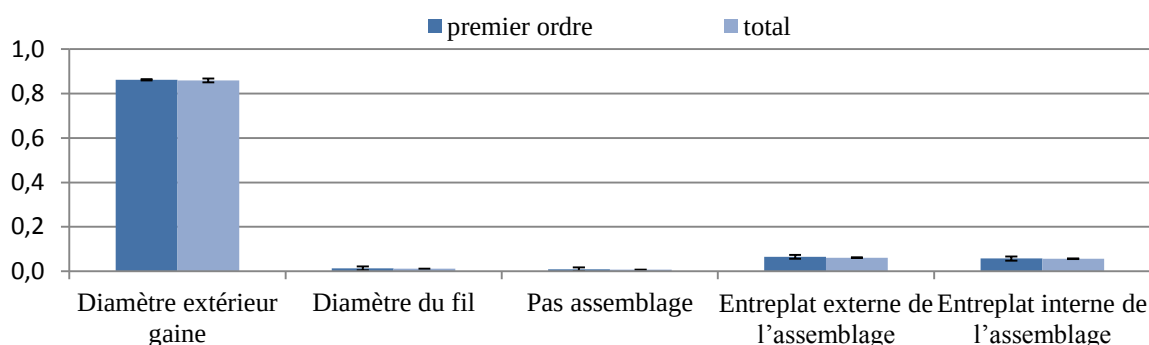


FIGURE 43: INDICES DE SOBOLE DÉCOMPOSANT L'IMPACT DES INCERTITUDES SUR LA FRACTION VOLUMIQUE DE SODIUM DANS L'ASSEMBLAGE. STATISTIQUE OBTENUE AVEC 50 000 TIRAGES L'INCERTITUDE SUR LE COEFFICIENT EST ESTIMÉE GRÂCE À [MART11]

Fraction volumique de sodium	Moyenne	Ecart type	Quantile à 1%	Quantile à 99%
Hypothèse 1 : Aiguilles identiques	29,86 %	0,267	29.337	30.389
Hypothèse 2 : Aiguilles indépendantes		0,015	29.828	29.900

TABLEAU 27: IMPACT DES INCERTITUDES SUR LA FRACTION VOLUMIQUE DE SODIUM DANS L'ASSEMBLAGE.
STATISTIQUE OBTENUE AVEC 20 000 TIRAGES

Le *Tableau 28* montre que, dans le cadre de l'hypothèse 1, la fraction volumique de combustible dans l'assemblage peut être modifiée à hauteur de 1% (l'écart entre le quantile à 1% et la moyenne est de 0.94%) par les incertitudes sur les données de fabrication. L'utilisation des indices de Sobol, donnés *Figure 44*, montre que cette incertitude est portée quasiment exclusivement par la densité de l'oxyde (et au second ordre par la géométrie de l'aiguille).

Fraction volumique de combustible	Moyenne	Ecart type	Quantile à 1%	Quantile à 99%
Hypothèse 1 : Aiguilles identiques	40,29 %	0,235	39.821	40.765
Hypothèse 2 : Aiguilles indépendantes		0,014	40.261	40.327

TABLEAU 28: IMPACT DES INCERTITUDES SUR LA FRACTION VOLUMIQUE DE COMBUSTIBLE DANS L'ASSEMBLAGE.
STATISTIQUE OBTENUE AVEC 20 000 TIRAGES

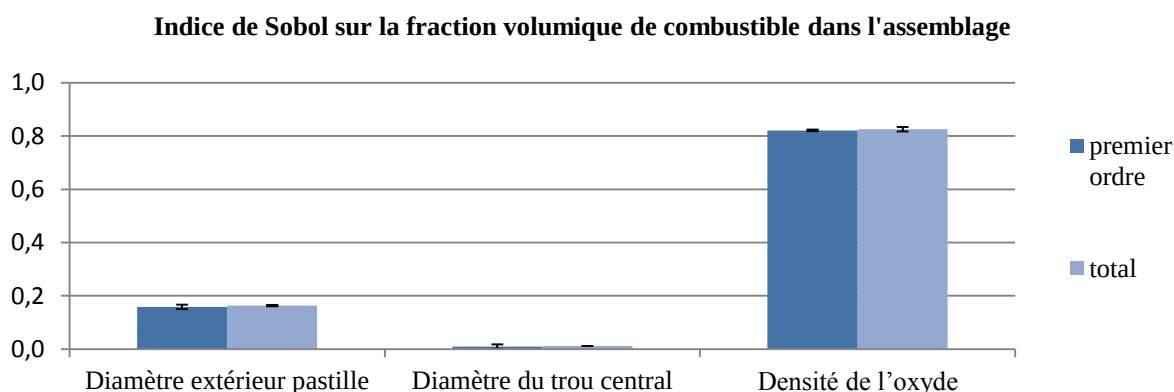


FIGURE 44: INDICES DE SOBOLE DÉCOMPOSANT L'IMPACT DES INCERTITUDES SUR LA FRACTION VOLUMIQUE DE COMBUSTIBLE DANS L'ASSEMBLAGE. STATISTIQUE OBTENUE AVEC 50 000 TIRAGES. L'INCERTITUDE SUR LE COEFFICIENT EST ESTIMÉE GRÂCE À [MART11]

Enfin le *Tableau 29* montre que, dans le cadre de l'hypothèse 1, la teneur volumique en oxyde de plutonium de l'assemblage peut varier dans une plage de $\pm 0.2\%$ autour de sa valeur moyenne. Cette incertitude est portée exclusivement par les incertitudes sur la teneur massique en plutonium de l'oxyde.

Teneur volumique en PuO ₂	Moyenne	Ecart type	Quantile à 1%	Quantile à 99%
Hypothèse 1 : Aiguilles identiques	≈ 20 %	0,062	- 0.101	+0.109
Hypothèse 2 : Aiguilles indépendantes		0,004	-0.005	+0.013

TABLEAU 29: IMPACT DES INCERTITUDES SUR LA TENEUR VOLUMIQUE D'OXYDE DE PLUTONIUM DANS L'ASSEMBLAGE. STATISTIQUE OBTENUE AVEC 20 000 TIRAGES

Cette étude montre que le choix de l'hypothèse impacte, au minimum, d'un facteur dix l'écart type de la variable perturbée (ce résultat est prévisible compte tenu des hypothèses sélectionnées). En complément il est important de disposer des ordres de grandeur suivants :

- Une variation de 0,1% de la teneur volumique en plutonium du cœur CFV implique une variation de 20 kg de la masse de plutonium du cœur (sur un total de 5 tonnes) et de 170 pcm de la réactivité ;
- Une variation de 0,5% de la fraction de combustible (ajout de 0,5% de combustible avec retrait de 0,5% de sodium) implique une variation de réactivité de 380 pcm ;
- En propageant l'hypothèse 1 à tout le cœur du CFV, cela conduit à une incertitude maximale sur la masse de combustible $\pm 500\text{kg}$ (sur les 30 tonnes de combustible du cœur). Cette incertitude tombe à $\pm 30\text{kg}$ en utilisant l'hypothèse 2.

En conclusion, l'impact des incertitudes technologiques peut, selon l'hypothèse prise en compte, perturber significativement les fractions des différents constituants du boîtier hexagonal. Une prochaine étape serait de généraliser les deux hypothèses 1 & 2 au niveau du cœur soit :

- Hypothèse 1 bis : on suppose que tous les assemblages sont identiques
- Hypothèse 2 bis : on suppose que tous les assemblages sont indépendants, on tire alors les propriétés de chacun des assemblages constituant le cœur

Afin d'être exhaustif, il faut prendre en compte le fait que les propriétés axiales des aiguilles (et donc des assemblages) fluctuent. Cela est lié à deux effets :

- Les procédés industriels de fabrication ne peuvent garantir une parfaite homogénéité des propriétés axiales des aiguilles (en particulier pour la composition isotopique des pastilles de combustible placées dans les aiguilles) ;
- Le fort gradient de flux axial va modifier de manière hétérogène les propriétés axiales des aiguilles (fluage et gonflement sous irradiation proportionnels au flux subi par la tranche d'aiguille).

Les incertitudes sur les géométries des aiguilles et la composition de l'oxyde varient donc axialement.

Les méthodes d'échantillonnage Monte-Carlo (présenté §2.2.3.) permettent d'analyser la fluctuation de la réactivité et de la puissance au niveau du point chaud du cœur. De telles études sont techniquement lourdes à mettre en place, mais tous les outils pour les mener à bien sont disponibles. En neutronique, la théorie des perturbations permettrait d'accéder rapidement aux résultats. Mais le suivi du point chaud par une méthode de perturbation nécessite l'usage de la GPT (Generalized Perturbation Theory [Gand67]), non disponible actuellement dans APOLLO3®.

2.7.2. INCERTITUDES LIÉES À LA THERMOMÉCANIQUE DE L'AIGUILLE

Après avoir développé la problématique de la prise en compte des incertitudes liées aux données technologiques nous allons analyser les différentes incertitudes qui impactent les calculs thermomécaniques. Les travaux issus de [Duma13] montrent que l'incertitude sur la puissance reçue par l'aiguille est la source majeure d'incertitude de la thermomécanique du combustible. Les autres sources d'incertitude sont liées au débit et aux tolérances de fabrication des aiguilles.

L'incertitude sur la puissance reçue par l'aiguille est liée aux incertitudes sur les calculs neutroniques. Pour rappel ces incertitudes sont liées :

- Aux modèles et schémas de calcul neutronique ;

- Aux données nucléaires ;
- Aux incertitudes sur les concentrations isotopiques des différents éléments (incertitude elle-même en partie liée aux incertitudes sur les tolérances de fabrication de l'aiguille vues dans le paragraphe précédent). Pour rappel l'impact des incertitudes sur l'évolution des concentrations isotopiques n'est pas analysé dans ce mémoire.

En supposant l'utilisation d'un modèle best estimate (qui réduit au maximum les incertitudes sur les modèles et schémas neutroniques) et en utilisant la méthode GPT (Generalized Perturbation Theory [Gand67]), il est possible de prendre en compte l'impact des incertitudes liées aux données nucléaires sur le facteur de forme (coefficient présenté §1.4.2.2.3) du réacteur. Ainsi il devient possible de calculer l'incertitude sur la puissance au niveau du point chaud du réacteur, comme le présente les travaux de [SBSV14]. En utilisant la méthode GPT et en disposant de modèles pour les sources d'incertitudes liées aux tolérances de fabrication (voir §2.7.1.), il serait possible d'analyser l'impact des incertitudes dues aux tolérances de fabrication sur le facteur de forme du réacteur.

Dans la suite du mémoire, les aspects thermomécaniques ne seront qu'approximativement pris en compte ; plutôt que de calculer la marge à la fusion via le code de référence GERMINAL, nous utiliserons le module thermique de TETAR pour estimer la température du combustible. Ce choix vient d'une double contrainte :

1. La mise en place du modèle thermomécanique et son chainage automatique avec la neutronique demandent encore des travaux pour être pleinement déployable dans le cadre de calculs d'optimisation [Kepi13] ;
2. L'objectif de la thèse est de mettre en place des outils permettant de modéliser les incertitudes sur chacune des physiques. Comme nous l'avons déjà vu, ces estimateurs ne prennent en compte qu'une partie des incertitudes impactant la neutronique et la thermohydraulique. Pour la thermomécanique, une estimation sérieuse des incertitudes nécessite à minima une évaluation des incertitudes sur le facteur de forme. Les outils pour réaliser des telles études ne sont pas encore disponibles.

2.8. BILAN DES ESTIMATEURS D'INCERTITUDE ÉTUDIÉS

Pour résumer, en neutronique les points suivants ont été mis en évidence :

- L'utilisation d'un solveur de transport des neutrons permet de réduire fortement les incertitudes liées à la modélisation de la neutronique. Son surcoût est toutefois élevé par rapport à un schéma basé sur la diffusion. Le schéma nécessite 38 simulations de flux pour évaluer les performances d'un cœur. Un calcul en diffusion est réalisé en 4h sur un processeur. Le même calcul en transport nécessite 34h de calcul sur 6 processeurs. Le schéma de neutronique développé durant la thèse permet facilement de passer d'une modélisation à l'autre. Les ressources informatiques disponibles n'ont pas permis de déployer le schéma transport pour les plans d'expériences neutronique, mais les ressources en HPC disponibles au sein de CEA permettront de réaliser de tels calculs dans un avenir proche ;
- L'implémentation de méthodes issues de la théorie des perturbations dans APOLLO3® et l'utilisation des données de variance/covariances issues de la base COMAC ont permis de mettre en place les outils nécessaires pour :
 - Estimer l'impact des incertitudes sur les données nucléaires sur la réactivité et l'ensemble des effets de contre-réaction permettant d'estimer les performances du cœur (méthode SPT) ;
 - De décomposer spatialement les effets de réactivité, décomposition nécessaire aux calculs thermohydrauliques (méthode EGPT).
- La prise en compte de l'impact des incertitudes liées à l'évolution isotopique n'a pas été analysée dans ce mémoire.

Pour les incertitudes provenant de la thermohydraulique, les points saillants sont :

- Dans les plans d'expériences, seules les incertitudes sur les coefficients de contre réaction neutronique sont propagées dans le modèle thermohydraulique par échantillonnage Monte-Carlo ;
- Les fortes incertitudes associées au coefficient modélisant l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande nous ont conduit à considérer comme nul l'apport de réactivité de ce coefficient, et à estimer le comportement du cœur dans cette situation ;
- L'incertitude sur l'inertie de la pompe primaire nous a amené à réaliser une simulation où l'inertie de la pompe est divisée par deux. Cela permet d'estimer le comportement du cœur vis-à-vis d'une forte variation de ce coefficient ;
- Une meilleure modélisation du coefficient d'échange thermique entre la pastille et la gaine permet, sur le cas du cœur CFV, de dégager des marges sur la température d'ébullition du sodium. Ce modèle « best estimate » est trop coûteux pour être utilisé dans les plans d'expérience. Le modèle utilisé lors des optimisations est plus rapide et conservatif pour l'estimation de la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF. Il est à noter que l'impact de la modélisation du coefficient d'échange thermique sur la thermomécanique est supérieur à l'impact des incertitudes sur les coefficients de contre-réactions neutroniques.

De plus, l'utilisation de l'échantillonnage Monte-Carlo permet d'ajouter aisément de nouvelles sources d'incertitude. Par exemple, lorsque son design sera figé, l'incertitude sur l'inertie de la pompe primaire pourra être intégrée dans les sources d'incertitude de l'échantillonnage Monte-Carlo.

Sur les aspects liés à la conception des aiguilles et leur thermomécanique :

- Nous ne disposons pas encore d'outils adaptés pour estimer l'incertitude sur la puissance maximale reçue par l'aiguille. Les calculs thermomécaniques ne sont pas intégrés dans les

optimisations. Dans les plans d'expériences, la température du combustible est estimée, à titre indicatif, par TETAR.

- La prise en compte des incertitudes liées aux données de fabrication nécessite des évaluations plus fiables des sources d'incertitudes (données statistiques portant sur les lots d'aiguilles en plus des données portant sur les aiguilles). En parallèle, des outils sont à développer en neutronique pour prendre en compte ces sources d'incertitudes.

Ces deux derniers points présentent le champ le plus vaste d'investigation pour améliorer la prise en compte des incertitudes dans l'évaluation des performances des cœurs RNR-Na.

Dans le *Chapitre III*, les méthodes et les schémas de calcul présentés seront utilisés pour réaliser une base de données de plusieurs milliers de configurations de réacteur. Cette base de données (i.e. le plan d'expériences) sera la première étape pour la formation des méta-modèles (que le §3.3. présentera en détail) avant de pouvoir effectuer des exercices d'optimisation avec prise en compte des incertitudes. Pour les calculs d'optimisation, les paramètres suivants seront estimés en prenant en compte leurs incertitudes :

- L'effet de vidange : incertitude provenant des données nucléaires ;
- La variation de réactivité lors d'un cycle : incertitude provenant des données nucléaires ;
- La température maximale du sodium durant l'ULOF, avec une décomposition des incertitudes provenant :
 - Des coefficients de contre-réaction neutronique : incertitude provenant des données nucléaires ;
 - De l'inertie de la pompe primaire : estimation du comportement du cœur vis-à-vis d'une forte variation de ce coefficient ;
 - De la dilatation différentielle des barres de commande : estimer le comportement du cœur en considérant l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande comme nulle.

CHAPITRE III :

OPTIMISATION DES RÉACTEURS AU SODIUM AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES

3.1. Introduction	103
3.2. Méthodes d'optimisation.....	104
3.2.1. Optimisation multi-objectif.....	104
3.2.1.1. Algorithmes évolutionnaires et algorithmes génétiques	107
3.2.1.2. Essais particulaires (Particule Swarm).....	108
3.2.1.3. Méthode du simplexe.....	109
3.2.1.4. Comparaison des algorithmes d'optimisation sur un cas d'optimisation des RNR-Na	110
3.2.2. Optimisation multi-objectifs avec prise en compte des incertitudes	113
3.2.2.1. Méthode PAREBRO.....	114
3.2.2.2. Plans d'expériences adaptatifs pour l'optimisation	114
3.2.3. Bilan et sélection des méthodes d'optimisation avec prise en compte des incertitudes utilisées lors des exercices d'applications.....	115
3.3. Méthodes d'optimisation via les méta-modèles (surrogate based optimization)	117
3.3.1. Outils permettant l'estimation des performances prédictives des méta modèles.....	117
3.3.2. Réseaux de neurones	118
3.3.3. Krigeage	119
3.3.3.1. Modèle du Krigeage	119
3.3.3.2. Réalisation d'une prédiction	120
3.3.3.3. Erreur de mesure.....	121
3.3.4. Apport des méthodes statistiques	122
3.3.4.1. Vérification du comportement générale des codes via l'erreur de mesure.....	123
3.3.4.1.1. Méthodologie.....	123
3.3.4.1.2. Application	123
3.3.4.2. Détection d'individus statistiquement aberrant ou « code failure » via Leave One Out	126
3.3.4.2.1. Méthodologie.....	126
3.3.4.2.2. Application	126
3.3.4.3. Bilan.....	127
3.3.5. Application : comparaison des méthodes de méta-modélisation sur l'estimation des performances d'un RNR-Na.....	127
3.3.6. Bilan des apports des méthodes de méta-modélisation	129
3.4. Exercice : optimisation multi-objectifs d'un cœur de RNR-Na avec prise en compte des incertitudes	131
3.4.1. Le « paramétrage » de l'optimisation.....	132
3.4.1.1. Critères	132
3.4.1.2. Contraintes	133
3.4.1.3. Paramètres	134
3.4.1.4. Génération de la géométrie des assemblages	136
3.4.2. Les performances des méta-modèles	138
3.4.2.1. Base de formation des méta-modèles	138
3.4.2.2. Réseaux de neurones	139

3.4.2.3. Krigeage	140
3.4.2.4. Bilan des performances des méthodes de méta-modélisation	141
3.4.3. Impact des différents paramètres sur l'optimisation par la méthode de Morris	141
3.4.3.1. Analyse de sensibilité sur la variation de réactivité durant un cycle	142
3.4.3.2. Analyse de sensibilité sur l'effet de vidange	143
3.4.3.3. Analyse de sensibilité sur la température du combustible	145
3.4.3.4. Analyse de sensibilité sur la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF	146
3.4.3.4.1. Température maximale du sodium durant l'ULOF (notée $T_{Na\ max}$) :	146
3.4.3.4.2. Impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande :	147
3.4.3.4.3. Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques :	148
3.4.3.4.4. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire :	148
3.4.3.5. Bilan des analyses de sensibilité	149
3.4.4. L'algorithme d'optimisation	150
3.4.4.1. Optimisation avec méthode multi-objectifs classique	150
3.4.4.2. Optimisation multi-objectifs avec la méthode PAREBRO	150
3.4.4.3. Bilan des méthodes d'optimisation multi-objectifs	151
3.4.5. Analyse générale des résultats de l'optimisation	154
3.4.5.1. Fronts de Pareto bi-critères et performances du cœur de référence	154
3.4.5.2. Analyse de la zone de Pareto	157
3.4.5.3. Analyse des corrélations entre les variables du front de Pareto	159
3.4.5.3.1. Analyse des corrélations entre les critères et paramètres de l'optimisation	159
3.4.5.3.2. Analyse des corrélations entre les critères de l'optimisation	160
3.4.5.3.3. Bilan de l'analyse générale des résultats de l'optimisation	161
3.4.6. Catégories de cœurs optimaux	161
3.4.6.1. Les cœurs performants vis-à-vis du critère économique	161
3.4.6.2. Les cœurs performant vis-à-vis de la sûreté et description de l'effet « Bunny core »	163
3.4.6.3. Bilan sur les performances générales des cœurs	164
3.4.7. Quelques images de cœurs optimaux	164
3.4.7.1. Concepts de cœurs à hautes performances	164
3.4.7.2. Concept de cœur à haute performance vis-à-vis de l'ULOF	166
3.4.7.3. Concepts de cœurs à forte performance sur un critère	168
3.4.7.4. Bilan des performances des images de cœurs proposés	169
3.4.8. Comportement des incertitudes sur les cœurs optimaux	170
3.4.8.1. Incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle	170
3.4.8.2. Incertitude sur l'effet de vidange	170
3.4.8.3. Incertitude sur la température maximale du sodium lors du transitoire ULOF	171
3.4.8.3.1. L'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande (noté Δ_{IBC})	171
3.4.8.3.2. L'incertitude due aux contre-réactions neutroniques (noté σ_{CR})	172
3.4.8.3.3. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire (noté Δ_{IP})	173
3.4.8.4. Bilan Comportement des incertitudes sur les cœurs optimaux	173
3.5. Conclusion et perspective	174

3.1. INTRODUCTION

Le *Chapitre I* introduisait les objectifs de la thèse et présentait les principes de base du fonctionnement des RNR-Na. Le *Chapitre II* présentait les outils permettant d'estimer les performances des RNR-Na et d'estimer une partie des incertitudes pesant sur cette évaluation. Incertitudes provenant des différentes données d'entrées des modèles, voire du choix du modèle.

Le *Chapitre III*, sera consacré à la présentation des différentes méthodes d'optimisation multi-objectifs §3.2.1. (dites aussi multi-critères) tout comme les algorithmes d'optimisation tels que :

- Les algorithmes génétiques §3.2.1.1. ;
- Les essais particuliers §3.2.1.2. ;
- La méthode du simplexe §3.2.1.3. ;

Il s'en suivra une présentation et une comparaison des résultats des différentes méthodes, objet du paragraphe §3.2.1.4. ;

Les différentes méthodes identifiées nécessitent un nombre élevé d'itérations et d'évaluations qui rend nécessaire l'utilisation de méta-modèles, §3.3. Ces méta-modèles sont basés sur une approche par réseau de neurones noté Rn et krigeage. Ces deux approches seront présentées respectivement aux paragraphes §3.3.2. et §3.3.3. Le recours aux méta-modèles permet :

- De remplacer les codes classiques par des outils plus rapides ;
- D'analyser de manière statistique le comportement des codes classiques pour identifier d'éventuelles défaillances §3.3.4. ;

Cependant les méta-modèles sont une source supplémentaire d'incertitudes dont la prise en compte est traitée par l'utilisation de la méthode PAREBRO (thèse de Vincent Baudoui [Baud12]) qui sera étudiée au §3.2.2.

Ce *Chapitre III* sera conclu au paragraphe §3.4. par une étude de cas d'optimisation des RNR-Na où l'ensemble des méthodes et outils présentés dans ce mémoire seront mis en œuvre. Cette optimisation prendra en compte les incertitudes provenant :

- Des performances des RNR-Na dues aux données ou aux modèles représentant le réacteur (par exemple l'impact sur la température maximale du sodium lors du transitoire ULOF de la suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commandes). **Cette incertitude est directement intégrée dans les critères d'optimisation.** Ces critères permettent d'évaluer les performances des réacteurs, l'objectif étant de sélectionner les configurations les plus performantes.
- Des méta-modèles. Deux approches sont possibles pour la prise en compte de cette source d'incertitudes :
 - Les configurations les plus performantes, résultats de l'optimisation, sont recalculées par les codes (approche privilégiée §3.4.7.) ;
 - L'utilisation de la méthode PAREBRO (§3.2.2.).

3.2. MÉTHODES D'OPTIMISATION

L'optimisation est un élément clé dans le domaine de l'aide à la décision. Son objectif prioritaire est d'assister Concepteurs et Décideurs à faire les meilleurs choix compte tenu des divers objectifs et contraintes. Définir un problème d'optimisation multi-objectif nécessite toujours de :

- Spécifier les **paramètres** de l'optimisation ainsi que les bornes de variations auxquelles chaque paramètre est attaché ;
- Définir un ensemble de **critères** (couramment appelé objectif) et leurs valeurs cibles. Ces critères sont fonction des paramètres de l'optimisation ;

3.2.1. OPTIMISATION MULTI-OBJECTIF

Le point de départ du processus d'optimisation est le choix d'une **population** d'individus. Chaque **individu** est relié à un ensemble de paramètres et de critères. La *Figure 45*, déjà présenté *Chapitre I*, détaille le concept de populations et d'individus sur le cas de l'optimisation des RNR-NA. Les résultats des optimisations multi-objectifs ne sont plus un unique individu, mais une « **population Pareto optimale** » dont chaque individu présente un compromis optimal (i.e. optimalité au sens de Pareto, cela va être détaillé) entre les différents critères.

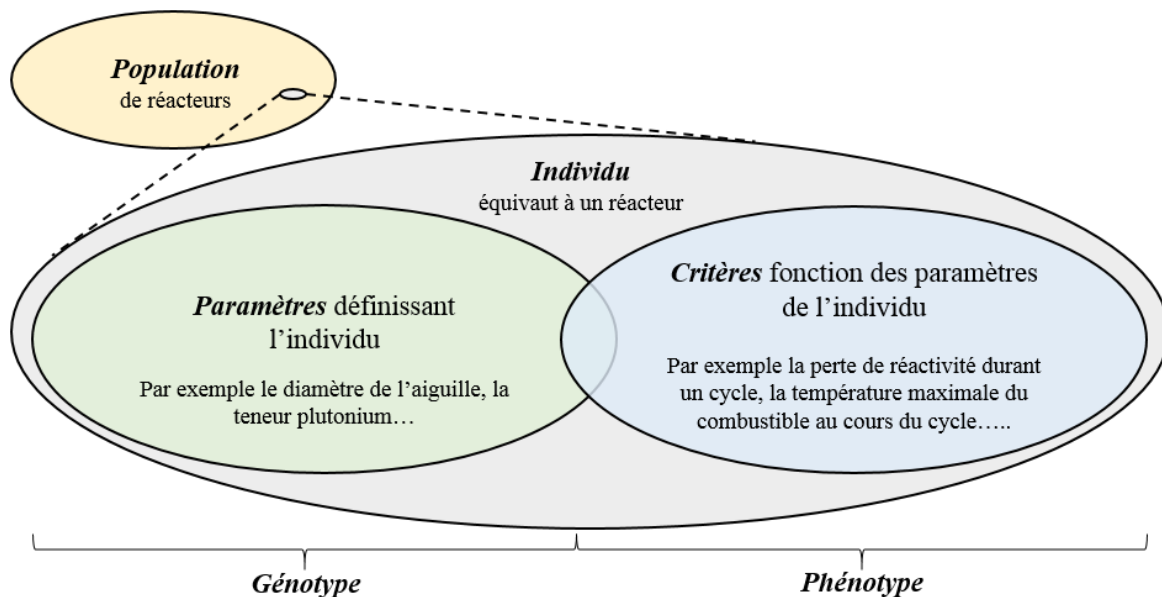


FIGURE 45: CONCEPT DE POPULATION ET D'INDIVIDU SUR LE CAS DE L'OPTIMISATION DES RNR-NA

La population Pareto optimale est située sur le « **front de Pareto** ». La *Figure 46* présente un front de Pareto pour une optimisation bi-critères dont l'objectif est de minimiser simultanément C_1 et C_2 . Comme cela est généralement le cas dans les optimisations multi-objectifs les deux critères sont antagonistes : il n'est pas possible d'optimiser C_1 sans dégrader C_2 et inversement. Un critère peut indifféremment être maximisé ou tendre vers une valeur cible, mais par la suite nous considérerons qu'optimiser un critère revient à le minimiser. La définition du front de Pareto repose sur la notion de **dominance** entre les différents individus. La *Figure 46* en illustre le concept : un individu A domine B si toutes les valeurs de ses critères sont inférieures à celles de l'individu B . Dans un problème à i

critères, la dominance au sens de Pareto (proposé par l'économiste Italien Pareto en 1906), noté $\prec$, s'exprime comme :

$$A \text{ domine } B \Leftrightarrow A \prec B \Leftrightarrow \forall i, C_i(A) \leq C_i(B)$$

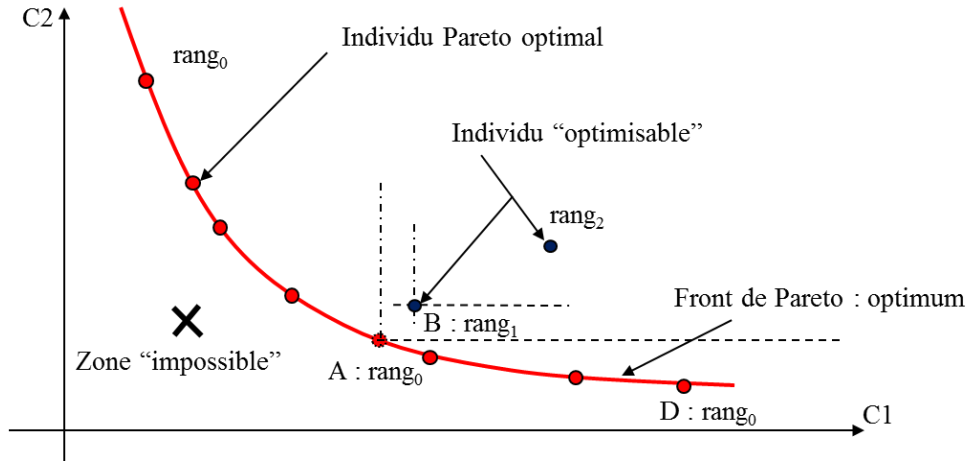


FIGURE 46: FRONT DE PARETO BI-CRITÈRES. SUR LE FRONT DE PARETO, IL N'EST PAS POSSIBLE D'AMÉLIORER C1 SANS DÉGRADER C2 (OU VICE VERSA). LA ZONE SOUS LE FRONT DE PARETO EST TECHNOLOGIQUEMENT (OU PHYSIQUEMENT) IMPOSSIBLE À ATTEINDRE. TOUT INDIVIDU AU-DESSUS DU FRONT DE PARETO PEUT ÊTRE OPTIMISÉ.

Il n'existe pas systématiquement une relation de dominance entre deux individus. C'est, par exemple, le cas *Figure 46* pour A et D : A domine D sur C₁, mais D domine A sur C₂.

Pour optimiser une population, il est nécessaire de trier et de sélectionner les individus les plus performants. C'est le **rang** qui permet de sélectionner les individus optimaux au sens de Pareto. **Le rang d'un individu représente le nombre de fois où celui-ci est dominé.** Les individus de rang₀ représentent les meilleurs compromis possibles, au sein d'une population, entre les différents critères (voir la *Figure 46*).

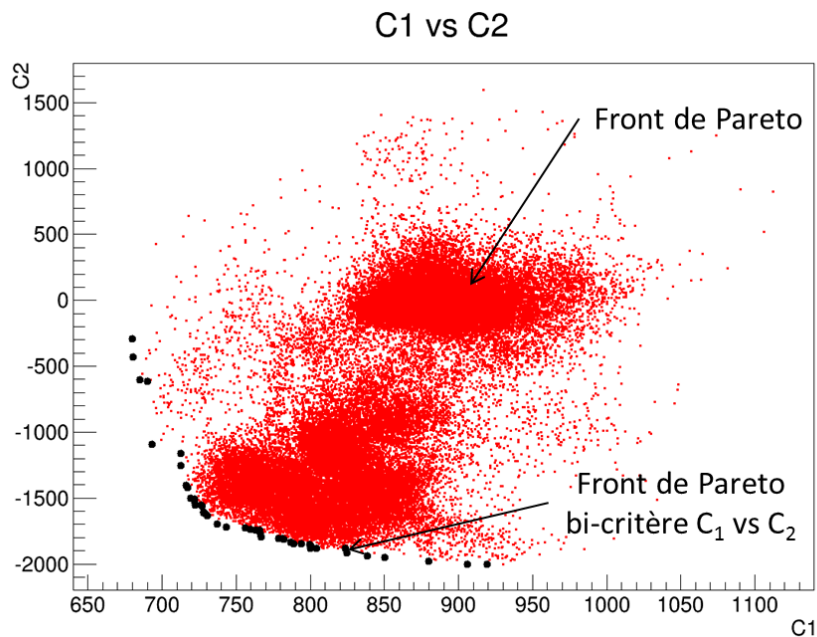


FIGURE 47: OPTIMISATION À 4 CRITÈRES : PROJECTION DU FRONT DE PARETO

Si les différents critères sont antagonistes, lors d'une optimisation à :

- Deux critères, le front de Pareto se trouve sur une courbe ;
- Trois critères, le front de Pareto se trouve sur une surface ;
- n critères le front de Pareto se trouve dans un hyperespace Pareto optimal à $(n-1)$ dimensions.

Il est déjà délicat de visualiser une surface de Pareto. Dans le cadre de ce mémoire, les optimisations multi-objectifs s'appuient sur 4 critères. Les six « coupes » du front de Pareto permettant de visualiser l'ensemble des combinaisons de critères sont systématiquement présentées. Sur chacune de ces coupes apparaissent les individus de rang₀ vis-à-vis du couple de critères visualisé (nommé front de Pareto **bi-critère**). Cela est illustré par la *Figure 47*.

Le recours à l'algorithme d'optimisation permet de ressortir le front de Pareto recherché. Diverses méthodes existent pour atteindre l'objectif mais d'une manière générale le principe est celui illustré *Figure 48*, qui se déroule comme suit :

1. Une première population est générée de manière à être équitablement répartie dans l'espace paramétrique ;
2. Au fil des itérations, l'algorithme va chercher à se rapprocher du front de Pareto ;
3. Le processus s'arrêtera lorsque l'algorithme ne permettra plus de se rapprocher du front de Pareto. Cela est généralement traduit par le nombre d'individus de rang₀ dans la population : par exemple l'algorithme se considère convergé quand 99% de sa population est de rang₀.

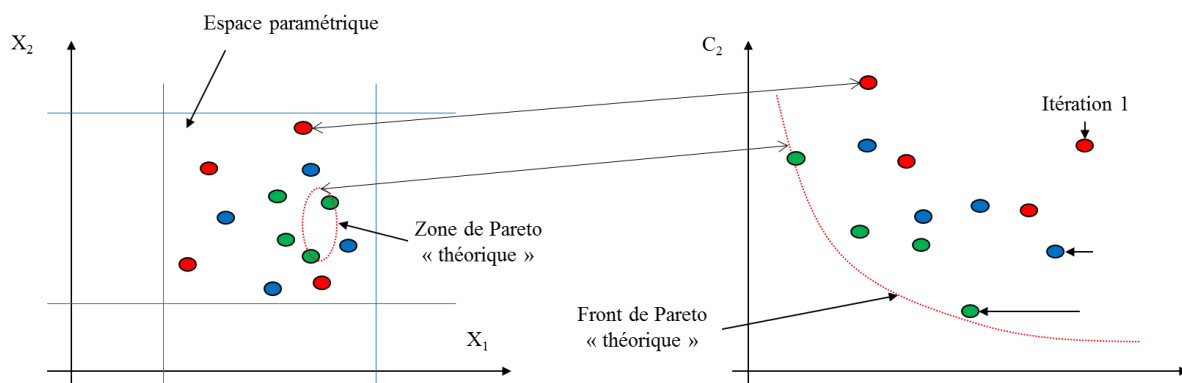


FIGURE 48: PROCESSUS ITÉRATIF D'OPTIMISATION. A CHAQUE ITÉRATION L'ALGORITHME SE RAPPROCHE DU FRONT DE PARETO « THÉORIQUE ».

L'ouvrage de Yann Colette [CoSi00] détaille plus amplement l'ensemble des méthodes d'optimisation multi-objectifs existante et leurs différents domaines d'application. Les algorithmes d'optimisation multi-objectifs les plus fréquemment utilisés se basent sur des méthodes issues des métaheuristiques, ils (d'après l'ouvrage de Patrick Siarry [Siar14] qui leur est consacré) :

- Sont stochastiques (ou en partie). Cela permet de faire face au nombre quasiment infini de combinaisons paramétriques possibles ;
- Ne nécessitent pas de calculer de gradient (i.e. de connaître localement la dérivée d'un critère vis-à-vis des paramètres) ;
- Sont inspirés par des analogies avec la biologie (algorithme génétique...), l'éthologie (essaim particulaire...) ou encore la physique (diffusion simulée...) ;
- Sont fonction de nombreux paramètres difficiles à régler (pouvant être dépendants du problème) et nécessitent d'évaluer les performances de nombreux individus ;
- Enfin il est généralement impossible de prévoir avec certitude l'efficacité d'une méthode donnée.

De ce mémoire, seuls les algorithmes génétiques §3.2.1.1. , les essais particuliers §3.2.1.2. et la méthode du simplexe §3.2.1.3. sont détaillés et testés. C'est VIZIR, le code du CEA dédié à la problématique de l'optimisation (et intégré à la plateforme URANIE [Gaud10]) qui nous offre tous les outils nécessaires pour réaliser ces études.

Remarque : Dans ce mémoire nous considérerons le système à optimiser comme une boîte noire (i.e. ses propriétés sont inconnues) dont les variables sont continues et les réponses supposées déterministes. Dans le cas où les critères peuvent être décrits par des fonctions linéaires ou convexes des méthodes d'optimisation dédiées existent. Méthodes qui ne seront pas évoquées. Il en sera de même pour le cas d'optimisations combinatoires (i.e. dans le cas où les solutions forment un ensemble fini de solutions).

3.2.1.1. ALGORITHMES ÉVOLUTIONNAIRES ET ALGORITHMES GÉNÉTIQUES

Les algorithmes évolutionnaires, apparus à la fin des années 1950 [Fras60], sont des techniques d'optimisation inspirées par l'évolution des espèces. Le fonctionnement de ces algorithmes, illustré par la Figure 49 est le suivant :

1. Il est généré au hasard un ensemble de N individus, nommé population initiale, dans l'espace d'optimisation ;
2. Les individus sont classés grâce à leur rang, notion présentée dans le paragraphe précédent ;
3. L'algorithme va faire évoluer au fil des générations sa population en modifiant sa composition (i.e en optimisant les individus qui la compose). Le nombre d'individus par génération est constant. Les méthodes de sélection et de croisement entre les différents individus, qui permettent d'optimiser la population, sont fonction du type de l'algorithme évolutionnaire

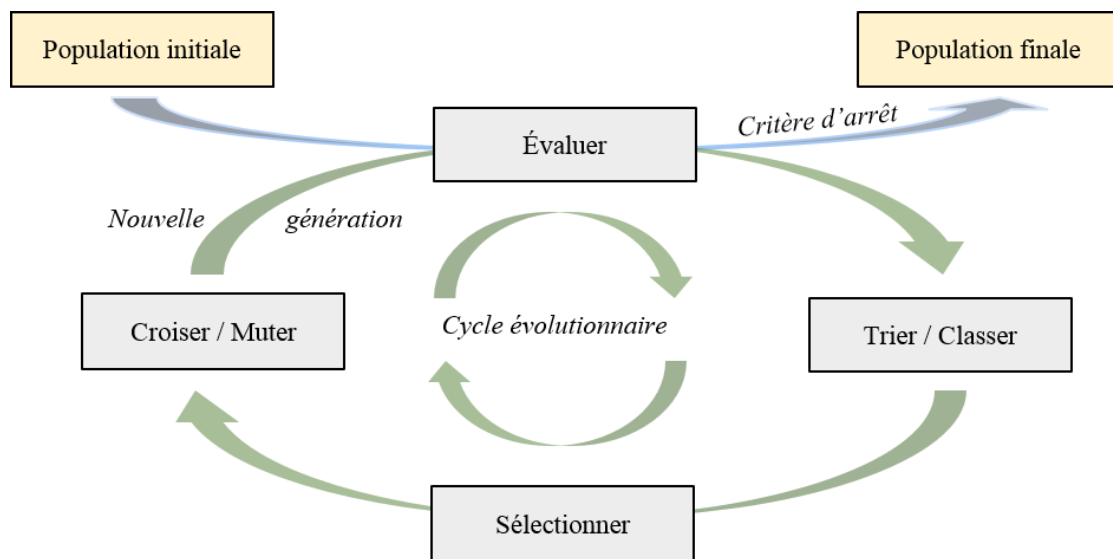


FIGURE 49: ALGORITHME ÉVOLUTIONNAIRE

Les algorithmes génétiques, connus à la suite de la parution de [Gold89], font partie de la famille des algorithmes évolutionnaires. Leurs mécanismes de sélection, de croisement et mutations des individus (détaillé dans [Siar14]) miment les principes de la théorie de l'évolution des espèces vivantes de Darwin :

- Sont sélectionnés préférentiellement les individus les plus performants ;
- La reproduction permet le brassage, la combinaison et la variation des caractères héréditaire des parents. Cela permet l'émergence de descendant aux potentialités nouvelles ;
- Des mutations peuvent survenir aléatoirement ;

Il existe beaucoup de variantes permettant de mettre en place les algorithmes génétiques. Dans VIZIR, le code du CEA dédié à la problématique de l'optimisation, chaque individu est défini par un ensemble de paramètres appelé gènes. L'ensemble des gènes est contenu dans un chromosome. Tous les individus possèdent deux chromosomes. Seul un des deux chromosomes est actif (il est dit « dominant »). C'est sur les paramètres de ce chromosome que l'individu est évalué. Le 2nd chromosome est dit récessif, il n'a aucun impact sur les caractéristiques de l'individu. Il aura uniquement un rôle lors du croisement.

Il existe deux types de croisement :

- Les croisements hétérozygotes : on sélectionne aléatoirement des gènes chez le père et chez la mère pour obtenir un nouvel individu. Les gènes tirés peuvent venir indifféremment du chromosome dominant ou récessif. Le fils aura deux nouveaux chromosomes constitués des gènes des parents. Les individus issus de ce croisement favorisent l'exploration du domaine paramétrique ;
- Les croisements homozygotes : comme précédemment, lors de la 1^{ère} étape on tire aléatoirement des gènes chez le père et chez la mère. Par contre, le fils n'hérite pas directement des gènes des parents. Il hérite d'un nouveau gène qui est la résultante des deux gènes parents, pondérée par un coefficient α tiré aléatoirement entre 0 et 1.25. Ce croisement favorise l'exploitation et l'amélioration des individus les plus performants de la population ;

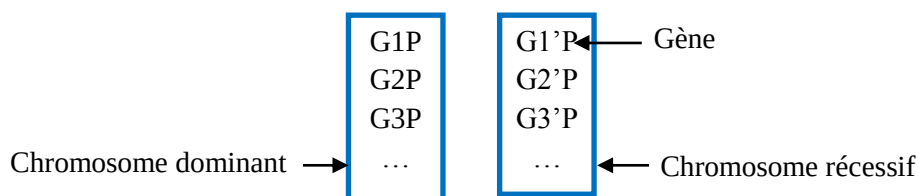


FIGURE 50: DESCRIPTION D'UN INDIVIDU VU PAR L'ALGORITHME GÉNÉTIQUE

Ces deux méthodes sont illustrées *Annexe 2*. De plus lors du processus de croisement, il peut y avoir des mutations. Le taux est faible, et son impact sur le chromosome est aléatoire. La mutation peut entièrement réécrire le génome ou juste modifier un gène.

À l'échelle de l'individu, le hasard peut avoir un fort impact sur les performances d'un individu. Mais à l'échelle de la population, l'algorithme évolue vers l'optimum.

3.2.1.2. ESSAIMS PARTICULAIRES (PARTICULE SWARM)

Cette méthode repose sur l'idée qu'il peut émerger d'un groupe d'individus régi par des règles simples une intelligence collective. Les essais particuliers, inventés par [JaRu95] en 1995, se basent sur les travaux de [Reyn87] qui permettent de modéliser un banc de poissons ou de simuler le déplacement d'un groupe d'oiseaux.

Ici un point de l'essaim représente une **particule**, ce qui est l'exact équivalent des **individus** de l'algorithme génétique. Chaque particule possède une mémoire : elle se souvient de la meilleure solution qu'elle a visitée. Elle possède aussi la capacité de communiquer avec ses voisines. De plus chaque particule possède une vitesse et une inertie qui lui sont propres. Son déplacement, illustré *Figure 51*, est piloté par :

- Sa volonté est de retourner vers sa solution optimale ;
- Sa tendance au mimétisme qui la pousse à aller vers les solutions optimales trouvées dans son voisinage ;
- Sa propre vitesse de déplacement.

Au fil des générations, l'algorithme va converger vers le front de Pareto.

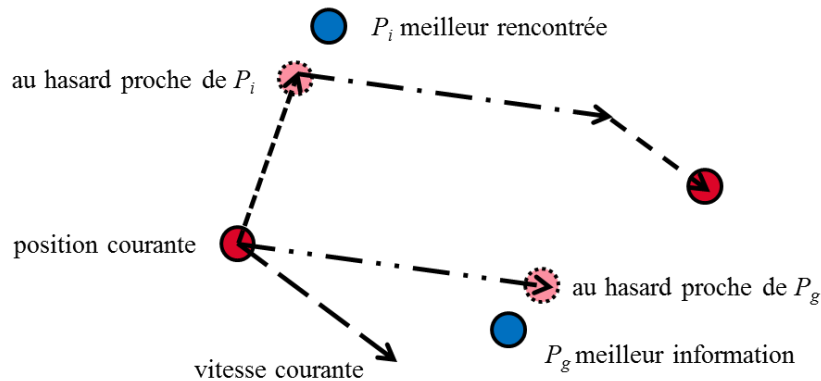


FIGURE 51: DÉPLACEMENT D'UNE PARTICULE DANS LE CAS OÙ ELLE POSSÈDE UNE UNIQUE INFORMATRICE VOISINE PG. LA NOUVELLE POSITION DE LA PARTICULE EST OBTENUE APRÈS L'AJOUT DES TROIS VECTEURS REPRÉSENTANT : LA TENDANCE VERS LA MEILLEURE POSITION RENCONTRÉE VERS LA MEILLEURE CONNUE DANS LE VOISINAGE ET SA VITESSE COURANTE (PONDÉRÉE PAR UN RALENTISSEMENT). ISSUS DE [SIAR14]

3.2.1.3. MÉTHODE DU SIMPLEXE

Cette méthode généralise la méthode du simplexe [NeMe65] développé initialement pour les optimisations mono-objectif par Nelder et Mead en 1965.

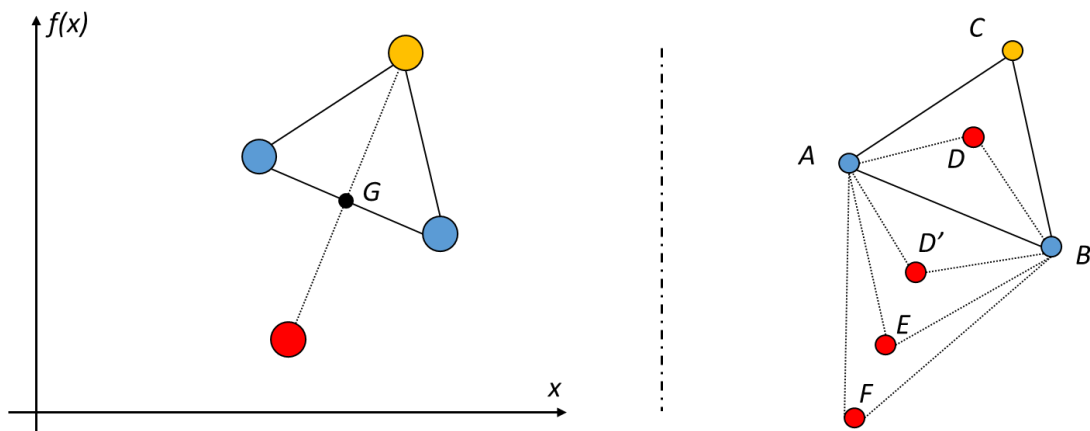


FIGURE 52: ILLUSTRATION DE LA MÉTHODE DU SIMPLEXE. A CHAQUE ITÉRATION LE POINT LE MOINS PERFORMANT (LE POINT ORANGE) SERA REMPLACÉ PAR SON SYMÉTRIQUE (LE POINT ROUGE)

Pour illustrer le fonctionnement du simplexe plaçons-nous dans le cas le plus simple où on cherche à minimiser f . On va alors :

1. Générer $n+1$ points ;
2. Trier les points tel que $f(x_1) < f(x_2) \dots < f(x_{n+1})$;
3. Calculer le centre de gravité G pour les n premiers points ;
4. Remplacer le point x_{n+1} (point orange *Figure 52*) par son symétrique (point rouge de la partie gauche de la *Figure 52*) par rapport à G ;
5. Répéter sur l'étape 2.

En réalité le fonctionnement du simplexe est un peu plus complexe. En simplifiant le problème à un simplexe constitué de trois points : A , B et C tel que $f(B) \leq f(A) \leq f(C)$ (partie droite de la *Figure 52*) avec :

- E le symétrique de C par (AB) ;
- D le barycentre de A , B et C ;
- D' le barycentre de A , B et E ;
- F le point tel que E soit le milieu du segment $[D'F]$

On utilise la même démarche que précédemment, mais on remplace le point x_{n+1} (point C *Figure 52*) non pas par son symétrique (point rouge E *Figure 52*) mais par le meilleur point entre F , E , D' et D . Dans le cas illustré par la partie droite de la *Figure 52*, le point C sera remplacé par le point F . Un nouveau simplexe ABF sera ainsi obtenu, et une nouvelle itération de l'algorithme pourra être réalisée.

La généralisation de la méthode du simplexe au cas du multi-objectif ne sera pas développée, mais elle repose sur les mêmes principes que ceux vus précédemment. Les individus sont triés grâce à leur rang (i.e. le nombre de fois qu'ils sont dominés, voir le §3.2.1.).

3.2.1.4. COMPARAISON DES ALGORITHMES D'OPTIMISATION SUR UN CAS D'OPTIMISATION DES RNR-NA

Comparer deux fronts de Pareto est un exercice complexe. D'après [VoKe10] il existe différents critères pour apprécier « la qualité » d'un front de Pareto :

- L'optimalité : la proximité avec le front de Pareto « théorique » (voir la *Figure 53*) ;
- L'espacement : les points sont séparés régulièrement plutôt que répartis par paquets ;
- La richesse : le nombre de points qui sont présents sur le front de Pareto ;
- La diversité : les points décrivent les plages de valeurs possibles pour tous les objectifs ;
- La globalité : les points trouvés appartiennent au front de Pareto global ;
- La robustesse par rapport à l'initialisation : les résultats de l'optimisation sont indépendants de l'initialisation de l'algorithme d'optimisation ;
- L'efficacité et la convergence rapide : l'utilisation du minimum d'appels aux fonctions à évaluer.

Pour quantifier ces différentes propriétés ou comparer les résultats de différents algorithmes, il est possible de définir des métriques de performance. Le *Chapitre 7* de [CoSi00] décrit plus amplement l'état de l'art dans le domaine, cependant un contrôle visuel reste une méthode fiable. La *Figure 53* illustre cette problématique. On dira que le front de Pareto A est mieux convergé que le front de Pareto B s'il est plus proche du front de Pareto « théorique » (mais dans la pratique la position du front de Pareto « théorique » est inconnue).

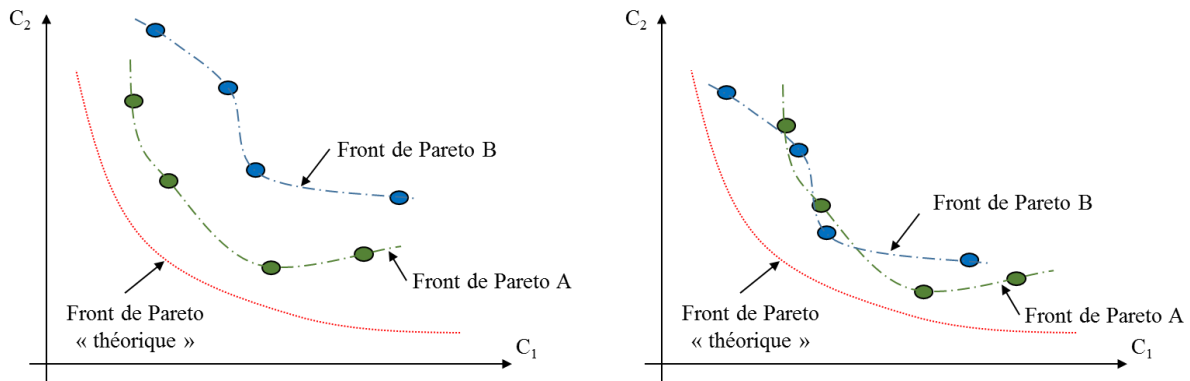


FIGURE 53 « CONVERGENCE » DES FRONTS DE PARETO.

SUR LA FIGURE DE GAUCHE LE FRONT DE PARETO A EST MIEUX « CONVERGÉ » QUE LE FRONT DE PARETO B. SUR LA FIGURE DE DROITE, LA COMPARAISON NÉCESSITE DE FAIRE APPEL À DES MÉTHODES DE « MESURE DE PERFORMANCES » (DÉCRITES PLUS AMPLEMENT DANS LE CHAPITRE 7 DE [COSI00])

Les différentes méthodes détaillées précédemment vont maintenant être comparées sur l'exercice d'optimisation multi-objectifs des cœurs de RNR-Na. Ce cas d'application comporte 26 paramètres et 4 critères, il sera présenté en détail §3.4. .

La Figure 54 présente les fronts de Pareto résultant des différentes méthodes d'optimisation. Excepté le critère portant sur la variation de réactivité (dont l'objectif est de tendre vers zéro) l'optimisation consiste à minimiser tous les critères. On observe que :

- D'une manière générale, les fronts de Pareto bi-critères obtenus par l'algorithme génétique sont les mieux convergés ;
- La méthode du simplexe permet d'obtenir des fronts de Pareto bi-critères d'une convergence équivalente ou inférieure aux algorithmes génétiques ;
- Les essais particuliers présentent généralement une convergence des fronts de Pareto bi-critères inférieurs aux deux autres méthodes. Mais, dans certains cas, leur convergence peut-être équivalente voire meilleure (voir le front de Pareto entre le « critère variation de réactivité VS le critère sur la $T_{Na \max}$ ») aux autres méthodes.

Par la suite nous utiliserons uniquement les algorithmes génétiques, cette méthode d'optimisation présente, en général, les fronts de Pareto les mieux convergés.

Remarque : Dans la comparaison présentée, l'essai particulier était composé de 250 essais de 100 particules. À la suite de cette 1^{ère} comparaison, des tests supplémentaires ont été réalisés. En jouant sur la taille de l'essai (avec un essai de 1000 voire 25 000 particules pour une population totale toujours constante de 25 000 particules), il est possible d'obtenir des fronts de Pareto d'une qualité équivalente, voire supérieure, à ceux obtenus grâce à l'algorithme génétique. Les méthodes d'optimisation basées sur les métaheuristiques sont régies par un nombre important de paramètres comme la taille de la population, la taille des essais (pour les essais particuliers) ou le taux de mutation (pour les algorithmes génétiques). Sur des problèmes complexes, l'utilisation de ces méthodes reste un challenge et il n'est pas possible de connaître, à priori, la méthode combinée à l'ensemble des paramètres optimaux de réglage, permettant d'obtenir la meilleure convergence des fronts de Pareto.

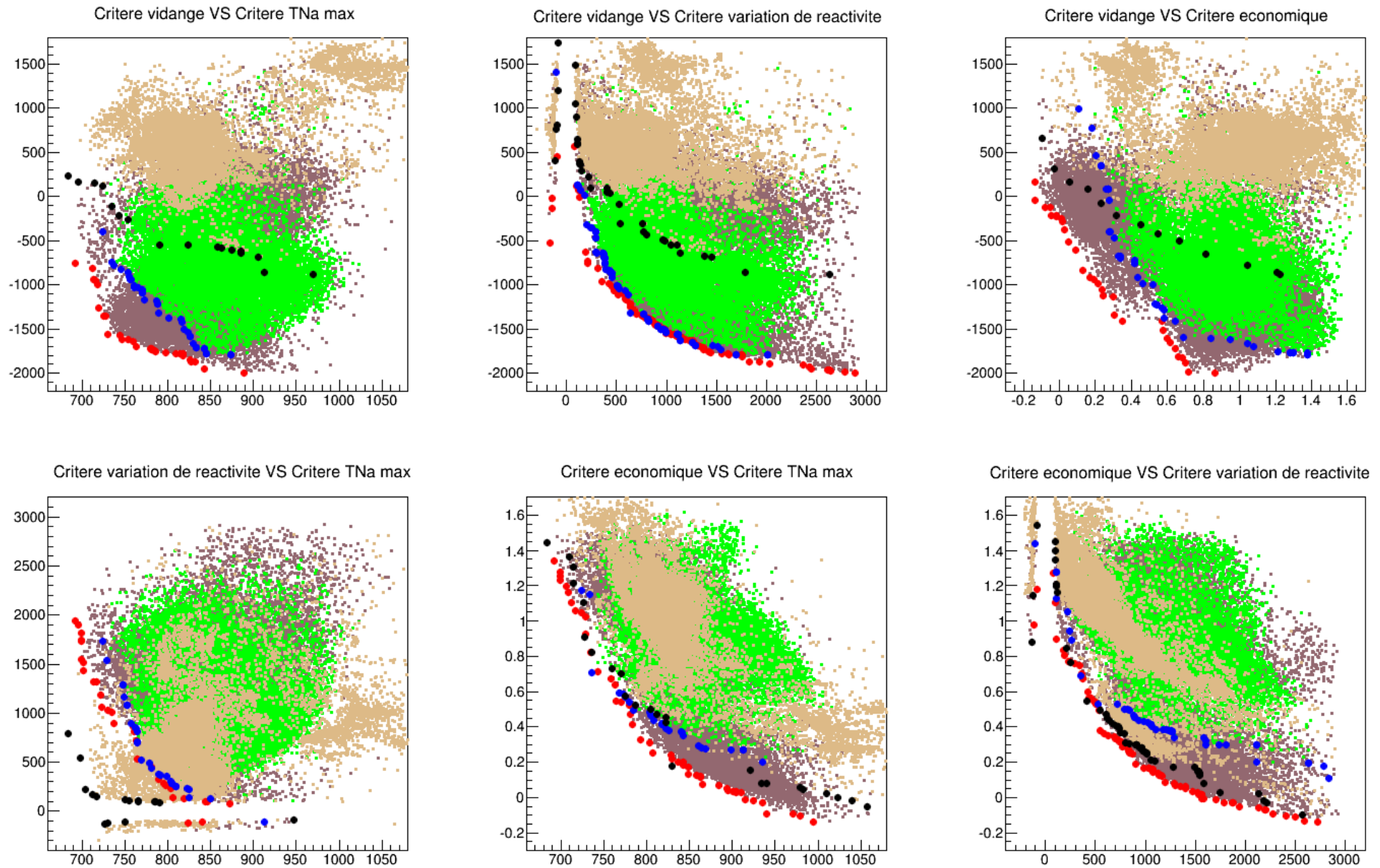


FIGURE 54 : COMPARAISON DES MÉTHODES D'OPTIMISATIONS.
 EN BEIGE L'ESSAIM DE PARTICULES, SES FRONTS DES PARETO BI-CRITÈRES EN NOIR.
 EN VERT LA MÉTHODE DU SIMPLEXE, SES FRONTS DES PARETO BI-CRITÈRES EN BLEU.
 EN MARRON L'ALGORITHME GÉNÉTIQUE, SES FRONTS DES PARETO BI-CRITÈRES EN ROUGE.

3.2.2. OPTIMISATION MULTI-OBJECTIFS AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES

La prise en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation est un sujet de recherche relativement récent. Dans ce mémoire, les codes de calculs servent à réaliser une base (i.e. un **plan d'expériences**) pour la formation de méta-modèles. Pour chaque critère les codes estiment une incertitude qui lui est liée (comme l'effet de vidange et l'incertitude due aux données nucléaires qui lui est liée). Un premier suivi d'un second méta-modèle seront formés pour estimer respectivement le critère et son incertitude. Sur chaque critère d'optimisation, deux types d'incertitudes peuvent être considérées séparément :

- Une incertitude « déterministe » calculée par les codes de calculs ;
- Une incertitude « d'approximation » liée à la prédiction du code par le méta-modèle ;

Remarque : §3.3. va détailler explicitement la problématique et les méthodes de méta-modélisation.

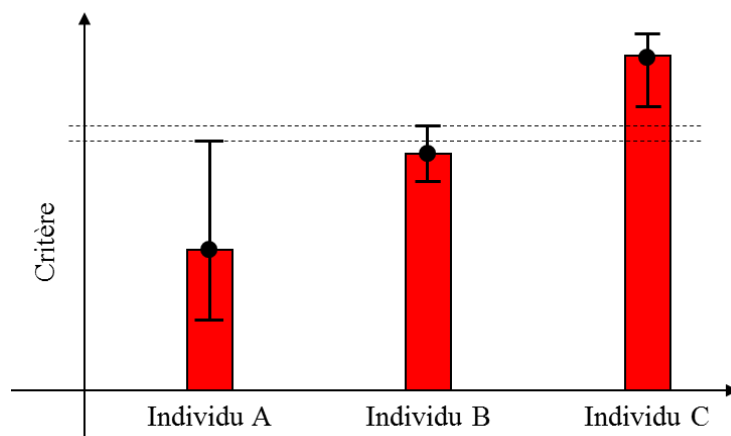


FIGURE 55 : COMPARAISON D'INDIVIDU AUX PERFORMANCES INCERTAINES

La prise en compte de ces incertitudes dans le processus d'optimisation revient à s'interroger sur la manière de classer des individus dont les performances sont incertaines. Plusieurs stratégies peuvent être mises en place :

- Pénaliser les critères : on cherche à optimiser non plus le critère, mais le critère plus trois fois l'incertitude qui lui est liée. Cela équivaut à pénaliser l'évaluation de chaque critère de manière à garantir que dans 99.7% (i.e. 3σ) des cas les performances réelles de l'individu seront supérieures à celles utilisées dans le processus d'optimisation. Cette méthode revient à réaliser une optimisation multi-objectif usuelle, avec des critères intégrant directement les incertitudes. Avec l'exemple *Figure 55*, l'individu A serait le plus performant. ;
- Utiliser la méthode PAREBRO : détaillé dans le paragraphe suivant : §3.2.2.1. Dans ce cas l'individu C est moins performant que les individus A et B, mais il n'existe pas de relation de dominance entre A et B ;
- Optimiser simultanément le critère et l'incertitude sur le critère : cela revient à doubler le nombre de critères d'optimisation. Avec l'exemple *Figure 55*, A et B seraient les individus les plus performants : A minimisant le critère et B minimisant l'incertitude sur le critère.

En complément, certaines méthodes, présentées §3.2.2.2. , cherchent à réduire l'impact des incertitudes « d'approximations » (i.e. liée à la prédiction du code par le méta-modèle) sur l'optimisation en améliorant la qualité des prédictions des méta-modèles.

3.2.2.1. MÉTHODE PAREBRO

La méthode PAREBRO (« Pareto Band Robust Optimization », thèse de Vincent Baudoui [Baud12]) propose une modification de la relation de dominance entre deux individus pour prendre en compte les incertitudes. Chaque critère de chaque individu possède une borne supérieure C_i^{SUP} et une borne inférieure C_i^{INF} fonction de la valeur du critère et de ses incertitudes (Figure 56). Il y a dominance si :

$$A \text{ domine } B \Leftrightarrow \forall i, C_i^{SUP}(A) < C_i^{INF}(B)$$

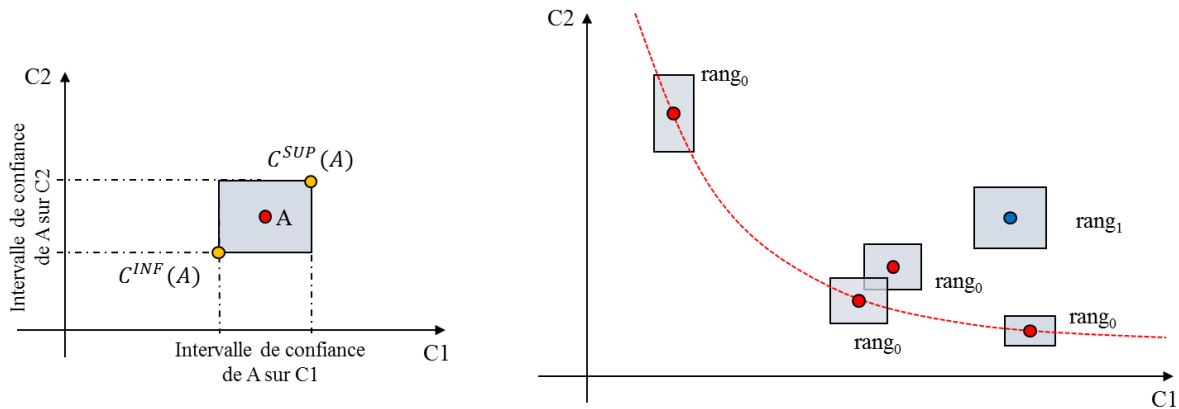


FIGURE 56: ILLUSTRATION DE LA MÉTHODE PAREBRO

L'inconvénient de cette méthode est qu'elle rend plus complexe la dominance entre deux individus, ce qui rend la convergence de l'algorithme d'optimisation plus difficile.

Remarque : Dans le cas d'une optimisation mono-objectif et s'il n'existe pas de dominance au sens de PAREBRO (individu A et B de la Figure 55) la méthode de tri pourrait être adaptée de manière à sélectionner préférentiellement les individus qui présentent la :

- Plus faible incertitude : dans ce cas, Figure 55, l'individu B est le plus performant ;
 - Meilleure performance probable. Dans ce cas, Figure 55, l'individu A est le plus performant ;
- Mais de telles méthodes peuvent être généralisées aisément aux cas du multi-objectifs. Par exemple l'individu possédant l'incertitude la plus faible sur C_1 peut posséder l'incertitude la plus forte sur C_2 .

3.2.2.2. PLANS D'EXPÉRIENCES ADAPTATIFS POUR L'OPTIMISATION

Ces méthodes proposent de réaliser simultanément l'optimisation et la formation des méta-modèles. Dans ces approches, la qualité prédictive du méta-modèle est accrue dans les zones présentant un intérêt pour l'optimisation. In fine, ces méthodes présentent, par rapport aux méthodes classiques, l'avantage d'obtenir des résultats d'optimisation entachés d'une moins forte incertitude due aux prédictions résultant de l'utilisation des méta-modèles. Ceci pour un nombre d'appels aux codes de calculs identiques. La Figure 57 illustre cette démarche.

Comme le présente Julien Bect [Bect14], la mise en place ces méthodes d'optimisation « nécessite de réaliser un compromis entre l'exploitation des régions prometteuses et exploration des régions mal connues. La théorie bayésienne de la décision fournit un cadre cohérent permettant une représentation probabiliste de l'incertitude ». Dans le cas de l'optimisation mono-objectif, selon le critère définissant

la manière « d'améliorer l'optimisation », plusieurs méthodes peuvent être mises en place. La plus répandue étant la méthode EGO « Efficient Global Optimization » [JoSW98] qui estime l'espérance de l'amélioration apportée par une nouvelle observation (nommé EI : Expected Improvement).

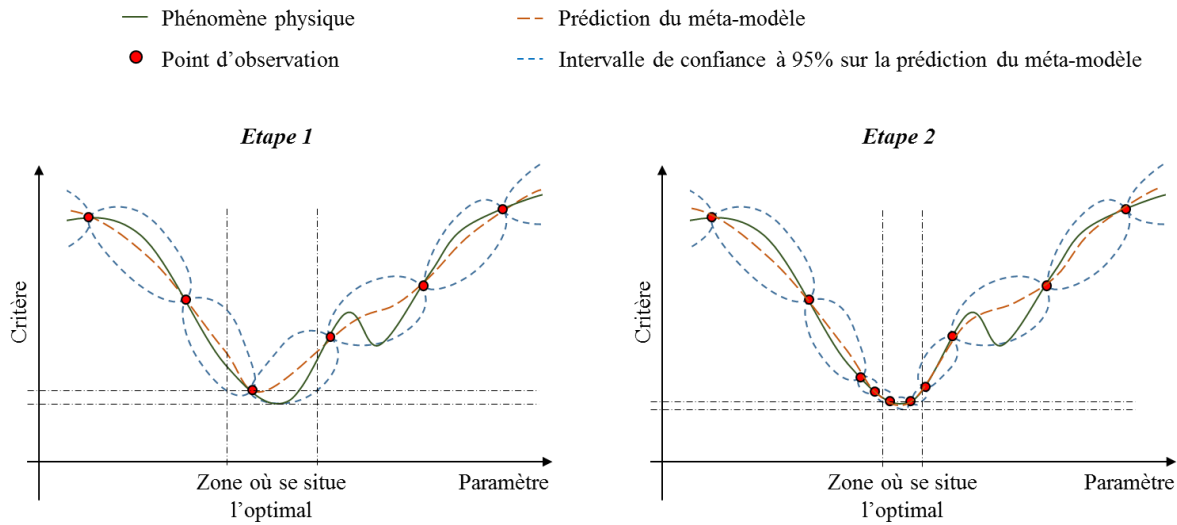


FIGURE 57 : ILLUSTRATION DES MÉTHODES DE PLAN D'EXPÉRIENCES ADAPTATIF POUR LE CAS D'UNE OPTIMISATION MONO-OBJECTIF. ENTRE L'ÉTAPE 1 ET 2, ON AMÉLIORE LA QUALITÉ PRÉDICTIVE DU MÉTA-MODÈLE DANS LA ZONE OÙ SE SITUE L'OPTIMAL.

Si l'utilisation des plans d'expériences adaptatifs pour l'optimisation mono-objectif est relativement bien maîtrisée, la généralisation de ces méthodes aux cas d'optimisations multi-objectifs est plus récente. À titre informatif :

- [EmGN06] détaille les critères définissant la manière « d'améliorer l'optimisation » dans le cas mono et multi-objectifs ;
- [WEDP10] analyse plusieurs généralisations de l'algorithme EGO aux problèmes multi-objectif ;

Dans ce mémoire ces méthodes n'ont pas été mises en place, mais présentent une piste intéressante pour l'amélioration de la qualité des prédictions des méta-modèles.

3.2.3. BILAN ET SÉLECTION DES MÉTHODES D'OPTIMISATION AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES UTILISÉES LORS DES EXERCICES D'APPLICATIONS

Dans notre cas d'application le recours aux algorithmes génétiques est l'approche d'optimisation la plus pertinente. C'est cette méthode qui est retenue pour toutes les études d'optimisation qui suivent.

Comme nous l'avons vu, dans notre cas, deux sources d'incertitudes existent et peuvent être considérées séparément :

- Une incertitude « déterministe » calculée par les codes de calculs ;
- Une incertitude « d'approximation » liée à la prédiction du code par le méta-modèle ;

La prise en compte des incertitudes peut être réalisée à travers la mise en place d'une multitude de stratégies différentes. Dans notre application :

- L'incertitude « déterministe » sera modélisée en optimisant non plus le critère, mais le critère plus trois fois l'incertitude qui lui est liée. Cela revient à optimiser le réacteur dans la situation qui est la plus pénalisante vis-à-vis des incertitudes ;
- L'incertitude « d'approximation » sera prise en compte grâce à la méthode PAREBRO ;

Enfin notons que la méthode consistant à optimiser simultanément le critère et l'incertitude sur le critère nécessite la mise en place d'une optimisation à huit objectifs. Cette méthode ne sera pas considérée du fait d'une convergence de l'algorithme complexe à obtenir

Les différentes stratégies étant arbitraires, nous avons retenues celles qui semblent les mieux adaptées à notre problématique. Toutefois il existe une multitude de combinaisons des diverses méthodes pour la prise en compte de l'impact des incertitudes sur l'optimisation.

3.3. MÉTHODES D'OPTIMISATION VIA LES MÉTA-MODÈLES (SURROGATE BASED OPTIMIZATION)

Les exercices d'optimisation, ou de propagation d'incertitude, nécessitent toujours un nombre d'évaluations important pour obtenir des résultats pertinents. À titre d'exemple :

- une optimisation peut requérir quelques millions d'évaluations. Trouver les systèmes de critères et contraintes (et les seuils pertinents pour les contraintes) permettant d'obtenir les résultats les plus aboutis nécessite de réaliser plusieurs optimisations successives ;
- une analyse de sensibilité nécessitera plusieurs dizaines de milliers d'évaluations de la variable d'intérêt.

Les modèles physiques et les codes de calcul qui leurs sont associés estiment les performances d'un réacteur en plusieurs heures de calcul. Compte tenu des moyens de calcul actuellement disponibles, il serait difficile de réaliser directement des exercices d'optimisation ou propagation d'incertitude. L'utilisation de méthodes recourant à des méta-modèles permet de s'affranchir partiellement des lourdeurs des codes de calcul.

Dans ce mémoire deux méthodes de méta-modélisation sont étudiées : les réseaux de neurones en §3.3.2. et le krigeage en §3.3.3. Comme nous le verrons ces deux méthodes sont complémentaires §3.3.5.

3.3.1. OUTILS PERMETTANT L'ESTIMATION DES PERFORMANCES PRÉDICTIVES DES MÉTA-MODÈLES

Avant de détailler le fonctionnement des méta-modèles, il est nécessaire d'appréhender les outils permettant d'évaluer leurs performances prédictives. Usuellement on dispose d'une base pour former et d'une base pour tester le méta-modèle. Le coefficient de détermination R^2 et de prédictivité Q^2 sont les coefficients les plus usuels permettant d'estimer la qualité des prédictions du méta-modèle. Un coefficient valant 1 indique une qualité de prédiction parfaite. Plus ce coefficient sera faible, plus la capacité prédictive sera médiocre.

$$R^2 = 1 - \frac{RMSE^2_{base\ de\ formation}}{var(y)} \quad Q^2 = 1 - \frac{RMSE^2_{base\ de\ test}}{var(y)}$$

Avec la RMSE : « Root-Mean-Square Error » ou écart type entre la prédiction du méta-modèle et le code est défini par son expression :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - y_i)^2}{n}}$$

Ou : n est le nombre d'individus dans le plan d'expérience
 y est la prédiction du code
 $\hat{y}$ est la prédiction du méta-modèle

3.3.2. RÉSEAUX DE NEURONES

Les réseaux de neurones, noté R_n par la suite, sont une méthode de méta-modélisation dont le fonctionnement s'inspire des neurones biologiques (en 1959 [LMMP59] publie les premiers travaux portant sur le sujet). La technique se développe dans les années 1980, même si le terme « réseau de neurones » a été conservé, leur fonctionnement n'a que peu de points communs avec les neurones biologiques. Comme le détaille [Géra04] : « un "neurone" est une fonction algébrique non linéaire, paramétrée, à valeurs bornées ». Généralement c'est la fonction sigmoïde (fonction monotone croissante et bornée) qui est utilisée. Le réseau de neurones non bouclé (illustré *Figure 58*) « réalise une fonction algébrique de ses entrées, par composition des fonctions réalisées par chacun des neurones ».

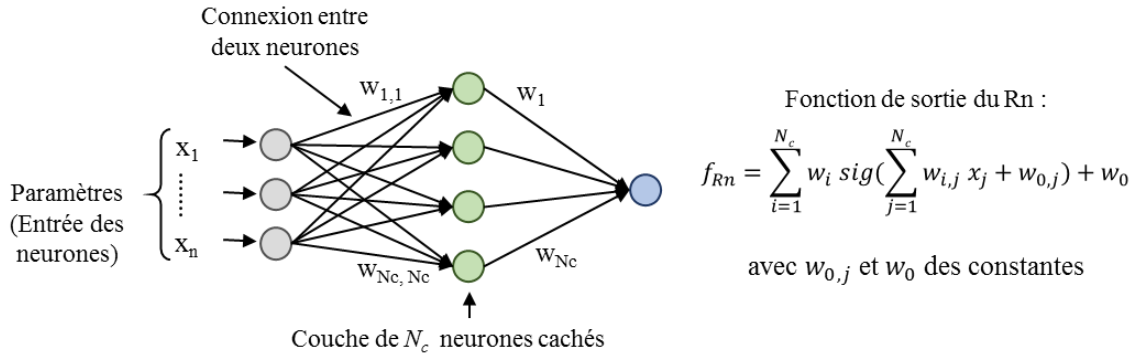


FIGURE 58: RÉSEAU DE NEURONE NON BOUCLÉ AVEC UNE COUCHE DE NEURONES CACHÉE

L'utilisation de R_n non bouclés avec une couche de neurones cachés (chaque neurone utilisant une fonction sigmoïde) est bien adaptée à l'étude de fonctions physiques statiques car ils permettent d'approcher avec une précision arbitraire n'importe quelle fonction [HoSW89].

La *Figure 58* détaille le fonctionnement d'un R_n . La sortie d'un neurone est la somme des n paramètres, pondéré par un poids $w_{i,j}$ qui lui est propre. La sortie du R_n , f_{Rn} , est la somme des sorties des neurones, chaque sortie de neurones est pondérée par un terme w_i .

Mais avant d'utiliser un R_n , il doit être formé. Cette étape nécessite une base de formation contenant plusieurs évaluations de la fonction f que l'on cherche à modéliser en fonction de x . La formation du R_n va consister à trouver les meilleurs « poids synaptiques » w , pour retrouver notre fonction f en fonction de nos variables. Cette étape, détaillée dans [Géra04], nécessite de traiter un problème d'optimisation non linéaire, ou peuvent être utilisés les métaheuristiques. La fonction sigmoïde étant dérivable il est possible de calculer le gradient de f (méthode de rétro-propagation [RuHW86]) et de s'en servir lors de l'optimisation.

Nous faisons varier le nombre de neurones cachés (entre n et $2n$). C'est URANIE [Gaud10] qui nous offre les outils nécessaires à la création des R_n . Le processus d'optimisation des « poids synaptique » est basé sur des métaheuristiques, chaque réseau de neurones généré est donc unique. Nous générons plusieurs R_n et conservons celui qui possède le Q^2 (§3.3.1.) le plus faible. Si l'espace des paramètres est bien couvert par la base de formation, les R_n une fois formés peuvent estimer instantanément et précisément f .

3.3.3. KRIGEAGE

Le krigeage est à l'origine une méthode issue de la géostatistique, qui a dans un premier temps servi à la prospection minière. Son nom provient de l'ingénieur minier sud-africain Krige [Krig51] et a été formalisé par Matheron [Math70]. Une prédiction par krigeage est « la combinaison linéaire pondérée d'un ensemble d'observation issue d'une base de formation » [Ioos09]. Les attraits de cette méthode sont les suivant :

- L'interpolateur est exact (i.e. contrairement au Rn le krigeage permet une interpolation exacte des points qui ont servi à sa formation) ;
- Le formalisme mathématique est bien appréhendé ;
- Chaque prédiction est fournie avec un estimateur d'erreur (i.e. l'erreur commise par le processus gaussien vis-à-vis d'une évaluation réalisée par le code ou l'expérience).

3.3.3.1. MODÈLE DU KRIGEAGE

Notons y la grandeur physique d'intérêt qui est représentée par la fonction f issue d'une modélisation physique. Toutes les variables d'entrée sont contenues dans le vecteur x de dimension d . On dispose de n simulations de y . Créer un modèle par processus gaussien de y , noté $\hat{y}$, revient à considérer que la grandeur d'intérêt physique est la somme d'un modèle déterministe m et d'un processus gaussien centré z :

$$\widehat{y(x)} = m(x) + z(x)$$

Le krigeage cherche à minimiser l'erreur quadratique moyenne du modèle $\mathbb{E}[(\widehat{y(x)} - y(x))^2]$ tout en ajoutant une contrainte de non-biais : $\mathbb{E}[\widehat{y(x)}] = \mathbb{E}[y(x)]$. **La résolution de ce problème permet d'obtenir le meilleur prédicteur linéaire sans biais de y .**

Le modèle déterministe du processus Gaussien peut utiliser n'importe quelle base de fonction. Par exemple, en utilisant une fonction affine ou constante pour m , le processus gaussien z prendra « en charge » la modélisation des non-linéarités et des interactions entre variables du modèle. À l'inverse on peut améliorer m pour limiter le rôle de z . Par la suite nous considérons le modèle déterministe comme une fonction affine ou constante (les β définissant les paramètres de régression, linéaire dans notre cas) :

$$m(x) = \beta_0 + \sum_{j=1}^d \beta_j x_j$$

Le processus gaussien centré z est choisi stationnaire avec ses deux premiers moments statistiques tel que :

$$\mathbb{E}[z(x)] = 0$$

$$\text{Cov}[z(x^i), z(x^j)] = \sigma^2 N(x^i, x^j)$$

Avec σ l'écart type de z et N la fonction de covariance paramétrique, qui traduit la corrélation entre deux points en fonction de leur distance. La fonction de covariance paramétrique modélise la régularité de la fonction modélisée. Il existe une large gamme de fonctions de covariance paramétrique (fonction exponentielle généralisée, Matérn...). Les krigeages mis en place dans ce mémoire utilisent une fonction Matérn^{3/2} qui permet, généralement, de bien modéliser les fonctions physiques [BBGM14]. La fonction Matérn^{3/2} est fonction de paramètres (θ et p) appelés « hyper paramètres », elle est définie comme :

$$N_{\theta,p}(x^i, x^j) = \prod_{s=1}^d \frac{2}{\Gamma(p_s)} (\sqrt{p_s} \theta_s (x_s^i - x_s^j))^{p_s} K_{p_s}(2 \theta_s \sqrt{p_s})$$

Avec Γ la fonction Gamma et K_p la fonction de Bessel modifiée d'ordre p ($p \geq 1/2$). Il est courant de nommer la longueur de corrélation $l = \frac{1}{\theta}$. Ce paramètre traduit la régularité de la fonction le long de la dimension l . Un paramètre x lié à une longueur de corrélation élevée aura un impact assez « lisse » sur le modèle. A l'inverse un paramètre avec un faible l provoque des variations plus fortes sur le modèle.

3.3.3.2. RÉALISATION D'UNE PRÉDICTION

Soit $x^* = (x_1^*, \dots, x_d^*)$ un nouveau jeu de paramètres. **Dans le formalisme du krigeage, on considère les valeurs de y comme la réalisation d'un processus gaussien.** Comme le détaille [Ioos09], avec l'échantillon de formation (x^n, y^n) on peut obtenir la distribution de $y(x^*)$, dont la moyenne est :

$$\mathbb{E}[y(x^*)] = m(x^*) + k(x^*)^t \Sigma_n^{-1} (y^n - m_n)$$

Concrètement $\mathbb{E}[y(x^*)]$ est utilisé comme prédicteur de y . Sa variance s'exprime :

$$\text{Var}[y(x^*)] = \sigma^2 - k(x^*)^t \Sigma_n^{-1} k(x^*)$$

Avec : $k(x^*) = \sigma^2 [N(x^{(1)}, x^*), \dots, N(x^{(n)}, x^*)]^t$

$$\text{la matrice de covariance : } \Sigma_n = \sigma^2 \begin{pmatrix} N(x^{(1)}, x^{(1)}) & \dots & N(x^{(1)}, x^{(n)}) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ N(x^{(n)}, x^{(1)}) & \dots & N(x^{(n)}, x^{(n)}) \end{pmatrix}$$

$$\text{la matrice de régression } m_n = (\beta_0 + \sum_{j=1}^d \beta_j x_j^{(1)}, \dots, \beta_0 + \sum_{j=1}^d \beta_j x_j^{(n)})^t$$

Ce formalisme peut paraître surprenant pour modéliser des codes déterministes, mais dans le krigeage les prédictions sont considérées comme incertaines et modélisées par une variable aléatoire gaussienne.

Plusieurs points doivent être remarqués :

- La fonction de covariance est fonction d'hyper-paramètres. Tout comme pour le choix des poids synaptiques des réseaux de neurones, il est nécessaire de résoudre un problème d'optimisation pour trouver les hyper paramètres minimisant l'erreur quadratique moyenne du prédicteur. La thèse de Francois Bachoc [Bach13] développe ce point.

- Une fois les hyper paramètres estimés il est aisé de réaliser des prédictions. L'inversion de la matrice Σ_n peut poser d'éventuels problèmes numériques. Une fois Σ_n inversé le terme $\Sigma_n^{-1}(y^n - m_n)$ sera stocké. Chaque prédiction nécessitera donc de faire n appels à la fonction de covariance pour le calcul du terme $k(x^*)$ puis de faire le produit $k(x^*)^t \Sigma_n^{-1}(y^n - m_n)$. Intrinsèquement le nombre d'opérations à réaliser pour calculer une prédiction est donc proportionnel à n (n le nombre de simulations servant de formation au krigeage).

Dans les applications qui vont être présentées nous sommes dans le cas de grande dimension (plus de 10 paramètres variables) où la base support est constituée de plusieurs milliers de points, deux faiblesses du krigeage apparaissent :

- A nombre de paramètres fixé, le temps de calcul pour réaliser une prédiction est proportionnel à n . Celui d'un Rn est uniquement proportionnelle au nombre de neurones dans la couche cachée ;
- L'estimation des hyper-paramètres peut devenir difficile.

3.3.3.3. ERREUR DE MESURE

Comme nous l'avons déjà vu, le krigeage est un interpolateur exact, autrement dit sa variance prédictive sur les points qui ont servi à sa formation est nulle. C'est un avantage de cette méthode vis-à-vis des Rn. Mais dans le cas où l'on modélise des résultats expérimentaux, il est nécessaire d'introduire une erreur (aussi dit bruit) de mesure : en effet deux expériences identiques peuvent donner deux résultats différents. Dans une telle situation (i.e. deux fois les mêmes entrées, mais pas constance de la sortie) on ajoute un bruit $b(x)$ dans le processus gaussien tel que :

$$\widehat{y(x)} = m(x) + z(x) + b(x)$$

La fonction de covariance devient alors :

$$Cov[y(x^i), y(x^j)] = \hat{\sigma}_{systeme}^2 N(x^i, x^j) + \hat{\sigma}_{mesure}^2 \delta_{ij}$$

Avec :
$$\begin{cases} \delta_{ij} = 1 \text{ si } i = j \\ \delta_{ij} = 0 \text{ si } i \neq j \end{cases}$$

Dans ce mémoire nous considérons $\hat{\sigma}_{systeme}^2$ et $\hat{\sigma}_{mesure}^2$ comme des hyper paramètres du système (en plus des longueurs de corrélation). Nous optimisons $(\theta, \hat{\sigma}_{systeme}^2, \hat{\sigma}_{mesure}^2)$ pour minimiser l'erreur quadratique moyenne du prédicteur. [MMGB12] détaille plus amplement ce point.

Dans le cas de la modélisation de code déterministe, un bruit numérique peut être modélisé dans le krigeage comme un bruit de mesure. Mais comme nous allons le voir dans le paragraphe §3.3.4.1. , introduire un bruit de mesure peut permettre de détecter un comportement anormal du code.

3.3.4. APPORT DES MÉTHODES STATISTIQUES

Ces travaux ont été menés conjointement avec François Bachoc [Bach13].

Avant de comparer ces deux méthodes de méta-modélisation, il est important de comprendre dans quel contexte sont générées les bases servant à la formation des méta-modèles. Les outils qui sont utilisés dans ce mémoire sont lourds : plusieurs heures sont nécessaires pour réaliser une évaluation de la variable d'intérêt. Mais le point délicat provient de la complexité des codes de calcul : ils ne sont pas conçus pour être lancés automatiquement plusieurs milliers de fois. En effet :

- Les entrées et sorties des codes ne sont pas de simples scalaires. Par exemple, il peut être nécessaire de générer une géométrie 3D et le maillage qui lui est associé ;
- Les schémas de calcul numérique ont plusieurs niveaux de convergence et il n'est pas possible d'anticiper le comportement du code. Des « *ERREURS* » et des « *WARNING* » peuvent se produire. Il est nécessaire de disposer d'une expertise conséquente pour analyser l'impact de ces événements sur les résultats ;
- Le nombre d'options de réglage et leur possibilité de combinaison est élevé (la partie §2.5.1. traitant du schéma de calcul neutronique en offre un aperçu) ;
- Les fichiers de sortie des codes de calcul contiennent un nombre conséquent de résultats et d'informations sur le comportement de la simulation.

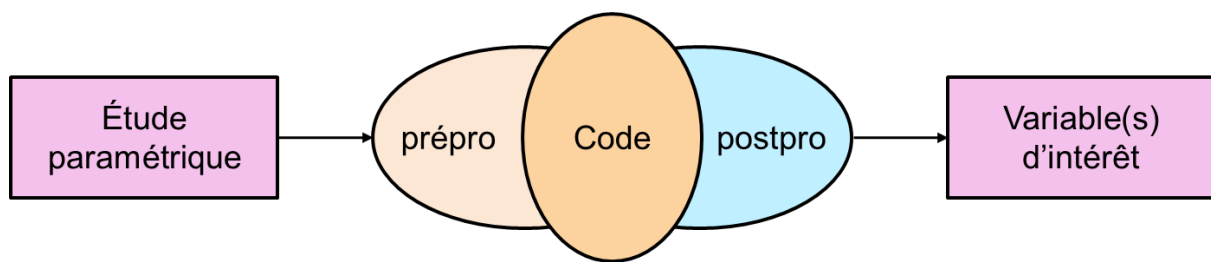


FIGURE 59: MISE EN PLACE D'UNE ÉTUDE PARAMÉTRIQUE

Comme l'illustre la *Figure 59*, lors de la réalisation d'exercices d'optimisation ou de propagation d'incertitudes il est nécessaire de développer une « surcouche » au code avec un préprocesseur capable de servir de lien entre les variables de l'étude paramétrique et les entrées du code (pour, par exemple, générer automatiquement un maillage axial à partir d'une hauteur variable). De la même manière après l'exécution du code un postprocesseur devra analyser le fichier de sortie du code et :

- Vérifier qu'il n'a pas rencontré d'anomalie ;
- Condenser les résultats en quelques variables d'intérêt.

Des outils comme URANIE [Gaud10] offrent une assistance lors de la création de ces surcouches, mais chaque étude étant spécifique, il est nécessaire, a minima, de modifier les préprocesseurs et postprocesseurs. De par leur processus de vérification et validation (V&V) les résultats des codes sont fiables, mais il est trop coûteux en temps d'intégrer dans les surcouches :

- Un niveau de V&V aussi élevé que celui du code qui leur sert de support ;
- L'expérience nécessaire pour interpréter correctement l'ensemble des messages de sorties des codes (voir l'exemple *Figure 60*). Cette problématique provenant de la grande variété de combinaisons paramétrique possible pour chaque simulation et du nombre élevé d'individus calculés (et donc de situation conduisant potentiellement à des « *ERREURS* » / « *WARNING* »).

On se retrouve généralement dans la situation suivante :

- Il est impossible d'anticiper le comportement des préprocesseurs et postprocesseurs du code en dehors des quelques cas servant références ;
- Il est impossible de vérifier manuellement les sorties produites par chaque simulation ;

Les diagnostics sont classés selon leur nature :

- diagnostics « non sévères » : ils signifient un (relatif) mauvais comportement numérique.
- diagnostics « sévères » : ils traduisent une erreur fatale qui provoque l'arrêt immédiat du calcul (arrêt programmé par l'instruction FORTRAN STOP).

On donne ci-dessous pour chacune des 2 catégories, une liste exhaustive des diagnostics accompagnés d'une brève explication et éventuellement d'un "remède".

FIGURE 60: GESTION TYPE DES ERREURS DE CODES, EXEMPLE ISSU DE LA DOCUMENTATION GERMINAL [ROPE00]

Mais, comme nous allons le voir dans les deux paragraphes suivant, des méthodes permettent de vérifier la cohérence statistique de la base générée et de détecter les simulations défectueuses.

3.3.4.1. VÉRIFICATION DU COMPORTEMENT GÉNÉRALE DES CODES VIA L'ERREUR DE MESURE

3.3.4.1.1. Méthodologie

L'intérêt des méta-modèles basés sur le krigeage est qu'ils permettent directement d'estimer un bruit de mesure $\hat{\sigma}_{mesure}^2$ décrit §3.3.3.3. Dans les démarches usuelles le bruit de mesure introduit dans le modèle de krigeage est soit :

- Faible et permet de résoudre des problèmes d'ordre numérique (conditionnement des matrices). On parle d'effet Pépète[Math70] ;
- Spécifié lors de la création du modèle de krigeage pour représenter une erreur de mesure expérimentale ;

Dans la démarche présentée dans ce mémoire, le bruit de mesure est automatiquement estimé lors de la création du modèle de krigeage pour minimiser l'erreur quadratique moyenne du prédicteur (voir §3.3.3.2. et §3.3.3.3.). Si le code est déterministe et qu'il fonctionne de manière nominale, le bruit de mesure à introduire dans le krigeage est équivalent au bruit numérique impactant les simulations. Mais, comme nous allons l'illustrer, **si le bruit de mesure à introduire dans le modèle de krigeage est anormalement élevé, cela peut traduire la présence d'incohérence entre les différentes simulations.** Phénomène dû à un comportement anormal du code (ou de ses surcouches).

3.3.4.1.2. Application

Pour illustrer ce propos, nous allons chercher à prédire la marge à la fusion (présenté §1.4.2.3.2) du combustible via le krigeage. La base servant à la formation du méta-modèle est calculée via le code de thermomécanique GERMINAL [RoPe00]. L'intérêt d'utiliser ce code pour cette étude est que :

- Le temps nécessaire pour réaliser une estimation est faible (voisin de la minute) ;
- La physique du problème est complexe §1.4.2.3. , ce qui rend sa prédiction difficile ;

Dans cette application 11 paramètres sont variables. Ce sont :

- La longueur du cycle ;
- La teneur en plutonium de l'aiguille ;
- La géométrie de l'aiguille, définie via le diamètre du trou central, le diamètre du combustible, le jeu entre la pastille et la gaine et l'épaisseur de la gaine ;
- La hauteur de l'aiguille ;
- La puissance moyenne dégagée par l'aiguille, le facteur de forme (présenté §1.4.2.2.3) et l'amplitude de variation de la puissance entre le début et la fin du cycle ;
- La dimension du volume d'extension recueillant les gaz de fission.

La base de formation du méta-modèle n'est pas établie à partir d'un échantillonnage du type LHS (voir l'Annexe 1, c'est échantillonnage usuellement utilisé) mais sur un échantillonnage le long d'une droite dans $\mathbb{R}^d$ (d le nombre de paramètres variables). **Ce plan d'expériences particulier est uniquement utilisé pour permettre de visualiser les incohérences dans le comportement du code.** En effet, les phénomènes physiques sont généralement continus et dérivables par morceaux. La Figure 61 illustre les résultats usuellement attendus d'un code de calcul soumis à un tel plan d'expériences.

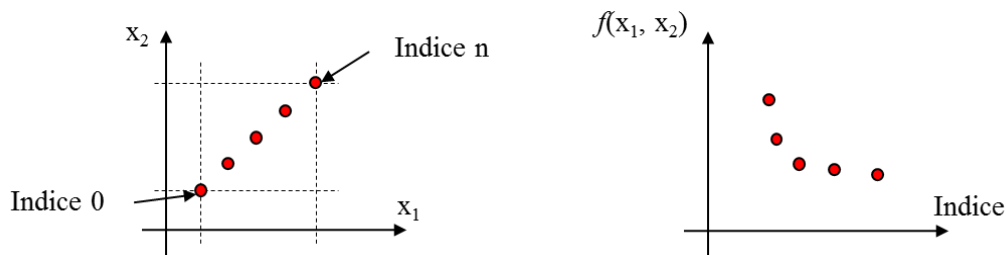


FIGURE 61: EXEMPLE DE PLAN D'EXPÉRIENCE LE LONG D'UNE DROITE DANS $\mathbb{R}^d$

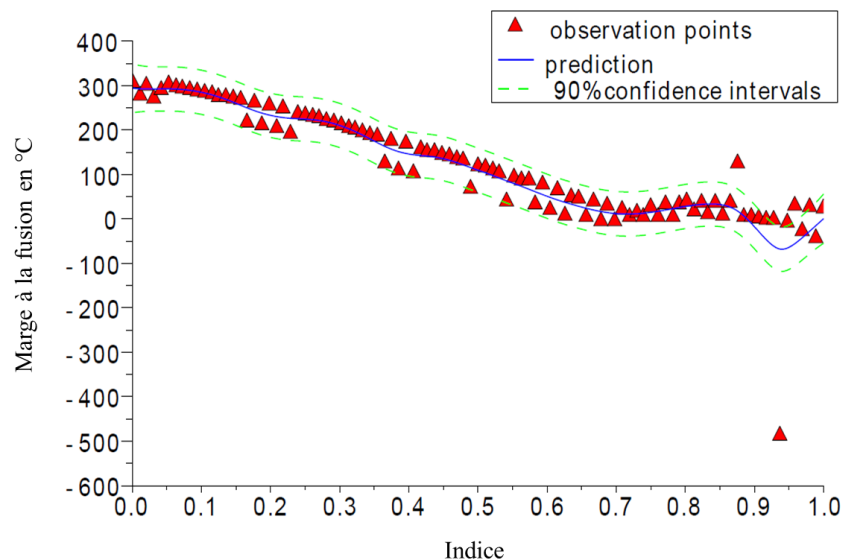


FIGURE 62: VARIATION DE LA MARGE A LA FUSION SUR UN PLAN D'EXPÉRIENCES LE LONG D'UNE DROITE DANS $\mathbb{R}^{11}$

Dans le plan d'expérience, la marge à la fusion varie entre 0 et 300°C. **L'erreur de mesure estimée par le krigeage est de 8°C.** Cette erreur est importante, le bruit numérique étant de l'ordre de grandeur du degré. Lorsqu'on trace la réponse du code en fonction de l'indice Figure 62 (la notion d'indice est présentée Figure 61) on constate :

- Qu'entre deux indices les résultats du code peuvent varier brusquement d'une dizaine de degrés ;
- La présence de deux points très éloignés de l'intervalle de confiance des prédictions du méta-modèle. La présence de ces points sera traitée §3.3.4.2. ;

Ces oscillations sont la cause du bruit de mesure important à introduire dans le modèle de krigeage. Or, les phénomènes physiques en jeu ne peuvent pas expliquer la présence de ces oscillations (à priori aléatoire) ce qui amène à vérifier le bon fonctionnement des surcouches du code.

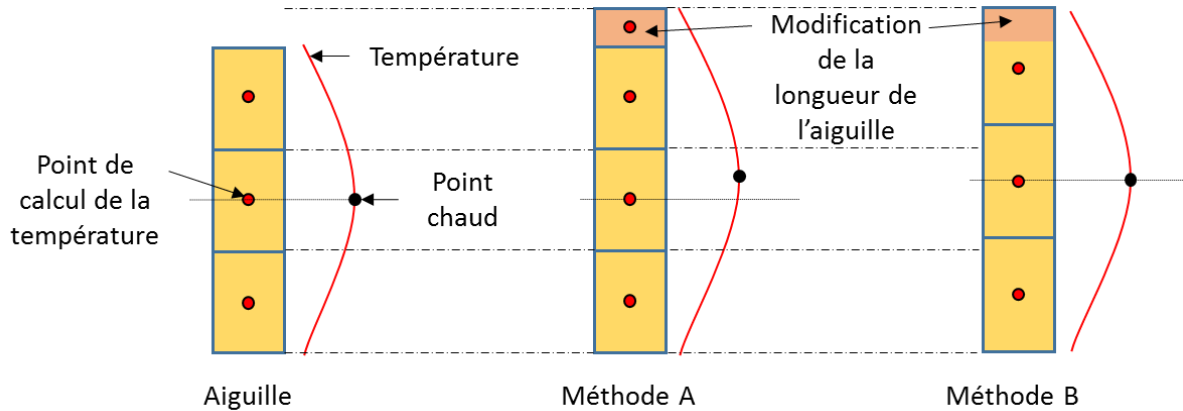


FIGURE 63: VISUALISATION SIMPLIFIÉE DU MODÈLE GERMAL. LORS D'UNE MODIFICATION DE LA HAUTEUR DE L'AIGUILLE. PLUSIEURS MÉTHODES PEUVENT ÊTRE MISES EN PLACE POUR LA REMAILLER

Cette démarche a permis de détecter un biais dans la manière dont le préprocesseur génère le maillage axial de l'aiguille. La *Méthode A*, Figure 63, initialement utilisée pour réaliser le maillage, a introduit des oscillations sur l'estimation de la marge à la fusion lors d'une modification de la longueur de l'aiguille. Son remplacement par la *Méthode B* a permis d'améliorer la qualité du préprocesseur. Les gains sont constatables en traçant la réponse du code en fonction de l'indice, Figure 64, mais aussi sur **l'erreur de mesure à introduire dans le modèle de krigeage qui passe à 3°C.**

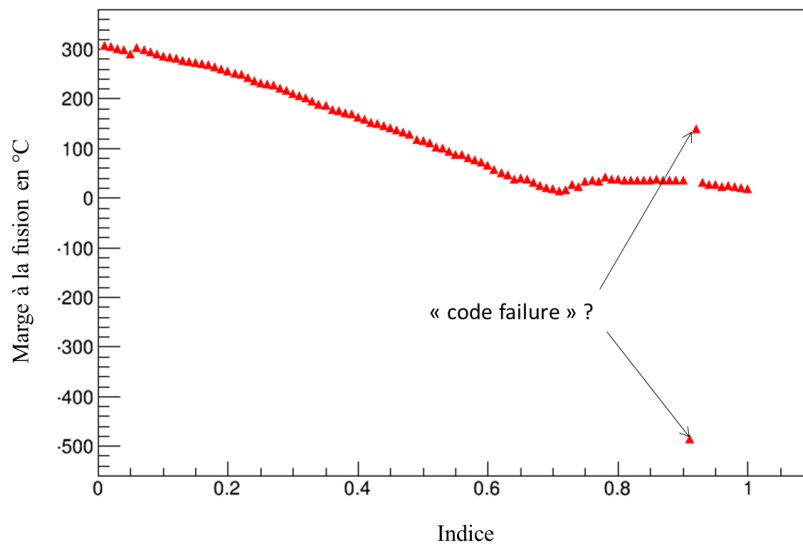


FIGURE 64: VARIATION DE LA MARGE A LA FUSION SUR UN PLAN D'EXPÉRIENCES LE LONG D'UNE DROITE DANS $\mathbb{R}^{11}$ APRÈS CORRECTION DU PRÉPROCESSEUR

Remarque 1 : Une idée intuitive pour éviter tout problème lors de la génération du maillage aurait pu être de mailler finement l'aiguille. Mais une telle solution introduit elle aussi de nouveaux problèmes, en effet :

- Un code basé sur les différences finies serait rendu instable par un maillage trop fin ;
- Le temps de calcul pour un code basé sur les éléments finis serait élevé et la convergence non garantie.

Remarque 2 : Dans ce cas, le bruit de mesure introduit dans le modèle de krigeage formé avec une base échantillonnée sur un plan d'expériences LHS est équivalent au bruit de mesure introduit dans le modèle de krigeage en utilisant un échantillonnage le long d'une droite dans $\mathbb{R}^d$.

3.3.4.2. DÉTECTION D'INDIVIDUS STATISTIQUEMENT ABERRANT OU « CODE FAILURE » VIA LEAVE ONE OUT

3.3.4.2.1. Méthodologie

Le second intérêt des méta-modèles basés sur le krigeage est qu'ils permettent d'accéder facilement à la prédiction par Leave One Out (LOO). Si on analyse l'observation i , cette méthode consiste à :

1. Retirer i de l'échantillon de formation du krigeage (voir §3.3.3.2.) ;
2. Prédire i , noté $\hat{y}_{i,krigeage LOO}$, via l'échantillon généré en 1. Il est aussi possible de calculer l'incertitude sur la prédiction (i.e. l'erreur commise par le processus gaussien vis-à-vis d'une évaluation réalisée par le code ou l'expérience) notée $\hat{\sigma}_{i,krigeage LOO}$;
3. Calculer pour chaque observation i « l'erreur normalisée du Leave One Out » définit comme :

$$\varepsilon_{i,LOO} = \frac{|\hat{y}_{i,krigeage LOO} - y_{i,code}|}{\hat{\sigma}_{i,krigeage LOO}}$$

[Bach13] détaille plus explicitement la méthode du LOO appliquée au cas du krigeage.

Une $\varepsilon_{i,LOO}$ supérieure à 5 implique qu'il a y plus de 5 sigma d'écart entre la prédiction du krigeage et la valeur du code (équivalent à une chance sur 1 744 278). Une telle situation est statistiquement improbable. Cet estimateur peut donc permettre, dans certains cas, de détecter des points mal prédits par le krigeage. La source du problème peut alors provenir du :

- Modèle de krigeage qui n'est pas capable de représenter correctement les phénomènes physiques en jeu. Améliorer le modèle nécessite de s'interroger sur :
 - Le choix des paramètres du krigeage (définir une nouvelle fonction de covariance, modifier le modèle déterministe du processus gaussien...) ;
 - Le nombre de points nécessaires à l'échantillon de formation du krigeage.
- D'une erreur provenant du code ou, plus probablement, d'un problème dans les pré/post processeurs.

3.3.4.2.2. Application

Comme illustration du propos, nous utilisons l'exemple présenté §3.3.4.1.2. **Le calcul de l'erreur normalisée du Leave One Out sur chacun des points de l'échantillon de formation du krigeage**

permet de détecter deux points présentant une $\varepsilon_{i,LOO}$ particulièrement élevée de : 14.2 et 7.8. Ces deux points correspondent aux deux « code failure » présents sur la Figure 64.

L'analyse détaillée de ces deux observations montre que le code a renvoyé un message d'erreur qui n'a pas été pris en compte par le postprocesseur. Une mise à jour a permis de correctement gérer cette situation.

Remarque : l'erreur normalisée du Leave One Out relevée en utilisant une base de formation échantillonnées sur un plan d'expérience LHS est très sensiblement voisine de celle relevée sur un échantillonnage le long d'une droite dans $\mathbb{R}^d$ (ce plan d'expériences particulier est uniquement utilisé pour permettre de visualiser la présence de « code failure »).

3.3.4.3. BILAN

Plus le code sera complexe, plus la construction d'un pré/post processeur sera difficile (par exemple, comment générer automatiquement des maillages 3D sans avoir les problèmes illustrés Figure 63 ?). Le krigeage offre nativement des outils permettant d'analyser le comportement statistique des codes, grâce à :

- L'erreur de mesure qui peut permettre de relever des incohérences dans le comportement statistique des codes. Incohérences dues à des oscillations de la grandeur d'intérêt étudiée entre deux simulations proches ;
- L'erreur normalisée du Leave One Out qui peut permettre de détecter des « code failure ».

Utiliser de tels outils pendant le processus de validation et vérifications des codes et de leur surcouche permet d'améliorer leur comportement global au sein d'un plan d'expériences.

3.3.5. APPLICATION : COMPARAISON DES MÉTHODES DE MÉTA-MODÉLISATION SUR L'ESTIMATION DES PERFORMANCES D'UN RNR-NA

Ces travaux ont été menés conjointement avec François Bachoc [Bach13].

L'application servant de support à la comparaison des performances prédictives des méthodes de méta-modélisation est la même que celle présente §3.3.4.1.2 (estimation de la marge à la fusion, avec 11 paramètres variables présentés Tableau 31). Nous avons généré une base de formation de 3791 observations et de test de 1606 observations (Tableau 30, base générée sur un plan LHS)

	Nombre d'observations	Ecart type sur la marge à la fusion
Base de formation	3791	318,7°C
Base de test	1606	326,2°C

TABLEAU 30 : CARACTÉRISTIQUES DES BASES SERVANT AU TEST ET A LA FORMATION DES MÉTA-MODÈLES

Remarque : le retour d'expérience accumulé dans TRIAD [HJAP13] nous a fait constater que, de toutes les variables étudiées c'est la marge à la fusion qui est la plus difficile à prédire. C'est pourquoi nous l'utilisons pour réaliser cette comparaison.

	Longueur d'un cycle (JEPN)	Teneur en plutonium (% atomiq.)	Diamètre du trou central de l'aiguille (mm)	Diamètre extérieur de la gaine (mm)	Jeux pastille gaine (mm)	Epaisseur de la gaine (mm)
min	360	10	0,125	6,2	0,1	0,5
max	440	30	3	12,8	0,2	0,6
	Hauteur de l'aiguille (mm)	Puissance moyenne reçue par l'aiguille (W/cm)	Facteur de forme axial	Variation de la puissance entre le début et la fin du cycle	Volume d'expansion de gaz de fission (cm3)	
min	60	150	1	0,8	32	
max	160	440	1,6	1,2	94	

TABLEAU 31 : PARAMÈTRES VARIABLES LORS DE L'ÉVALUATION DE LA MARGE A LA FUSION

On constate, *Tableau 32*, que la capacité prédictive de réseaux de neurones et du krigeage est sensiblement identique : le krigeage (RMSE de 27,7°C) se montre légèrement plus performant que les réseaux de neurones (RMSE de 31,3°C). Compte tenu de la complexité des phénomènes physiques en jeu, prédire la marge à la fusion avec une RMSE voisine de 30°C est un excellent résultat.

Base de test	Réseaux de neurones	Krigeage
RMSE	31,3°C	27,7°C
Q²	0,991	0,993

TABLEAU 32 : PERFORMANCE PRÉDICTIVE DES MÉTA-MODÈLES SUR LA BASE TEST

Un avantage du krigeage est que l'utilisation d'une base test pour évaluer ses performances n'est, dans ce cas, pas obligatoire. On constate, *Tableau 33*, que la RMSE_{LOO} (défini ci-dessous) obtenue sur la base de formation est équivalente à la RMSE obtenue sur la base de test (écart de 0,4°C entre les deux RMSE). Pour les réseaux de neurones, l'écart entre la RMSE calculée sur la base test est supérieur (écart de 3,8°C) à celle calculée sur la base de formation.

La RMSE_{LOO} étant définie comme :

$$RMSE_{LOO} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_{i,krigeage LOO} - y_{i,code})^2}{n}}$$

Ou : n est le nombre d'individus dans le plan d'expériences

$y_{i,code}$ est la prédiction du code

$\hat{y}_{i,krigeage LOO}$ est la prédiction du méta-modèle par Leave One Out (présenté §3.3.4.2.1)

Base de formation	Réseaux de neurones	Krigeage
RMSE (pour le Rn) / RMSE_{LOO} (pour le krigeage)	27,5	27,3
R²(pour le Rn) / Q² (via RMSE_{LOO} pour le krigeage)	0,993	0,993

TABLEAU 33 : PERFORMANCE PRÉDICTIVE DES MÉTA-MODÈLES SUR LA BASE DE FORMATION

En contrepartie, le krigeage a nécessité 10 fois plus de temps que les réseaux de neurones pour réaliser une prédiction (*Tableau 34*).

	Réseaux de neurones	Krigeage (avec 3791 points support)
Temps pour réaliser 1000 prédictions	0,1s	1s

TABLEAU 34 : TEMPS NÉCESSAIRE POUR RÉALISER 1000 PRÉDICTIONS

3.3.6. BILAN DES APPORTS DES MÉTHODES DE MÉTA-MODÉLISATION

Les deux méthodes de méta-modélisation étudiées sont complémentaires. Les capacités prédictives des réseaux de neurones et du krigeage sont sensiblement identiques et permettent de remplacer les codes de calculs pour accéder rapidement à l'évaluation d'une variable d'intérêt. Quelle que soit la méthode de méta-modélisation utilisée, un biais existe (maîtrisable et d'autant plus faible que la capacité prédictive du méta-modèle est élevée) entre la prédiction du méta-modèle et l'estimation du code. Dans nos applications, ou de nombreux points servent à la formation des méta-modèles, les réseaux de neurones permettent de réaliser dix fois plus rapidement une prédiction que le krigeage.

L'intérêt du krigeage est qu'il permet nativement d'accéder à des outils statistiques permettant d'analyser le comportement des codes. En effet, la réalisation d'études paramétriques nécessite de développer des surcouches (pré et post processeur) pour lancer et post-traiter automatiquement les résultats des simulations. Les codes de calculs et leurs surcouches peuvent s'avérer particulièrement complexes, d'où l'émergence de la problématique suivante :

- Impossibilité d'anticiper le comportement du code en dehors de l'étude servant de référence aux calculs d'optimisation et/ou de propagation d'incertitudes ;
- Impossibilité de vérifier manuellement les listings de sortie des codes à chacune de leur exécution lors de la création d'un plan d'expérience.

Dans ce contexte le krigeage offre un cadre théorique robuste pour :

- Détecter la présence de « code failure » : via l'estimation de l'erreur normalisée du Leave One Out ;
- Détecter des incohérences dans le comportement statistique des codes : via l'estimation du bruit de mesure.

3.4. EXERCICE : OPTIMISATION MULTI-OBJECTIFS D'UN CŒUR DE RNR-NA AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES

Les paragraphes suivants vont mettre en application sur un exercice d'optimisation des RNR-Na toutes les méthodes et les outils vus précédemment. Nous utilisons comme référence (nommé « **cœur de référence** ») le cœur ASTRID-V1 (aussi nommé CFV-V1) [CDMV13] avec des réflecteurs en oxyde de magnésium. Nous évaluons les performances de ce cœur avec les mêmes outils que ceux servant à évaluer les performances des cœurs lors du processus d'optimisation. Les paragraphes suivants présentent en :

1. §3.4.1. : les critères (prenant en compte les incertitudes), les contraintes et les paramètres de l'optimisation. Ainsi que la procédure qui génère la géométrie des assemblages à partir des différents paramètres de l'optimisation ;
2. §3.4.2. : la manière dont est produite la base permettant la formation des méta-modèles ainsi que leurs performances prédictives ;
3. §3.4.3. : une analyse de sensibilité qui permet de comprendre l'impact des différents paramètres de l'optimisation sur les performances des RNR-Na ;
4. §3.4.4. : le comportement de l'algorithme génétique (qui réalise l'optimisation) est détaillé et les apports de la méthode PAREBRO (§3.2.2.1. présente cette méthode) sont analysés ;
5. §3.4.5. : pour comprendre les résultats de l'optimisation, il est nécessaire de réaliser plusieurs étapes. Tout d'abord sont analysés les propriétés :
 - a. §3.4.5.1. : des fronts de Pareto bi-critères et les performances du cœur de référence ;
 - b. §3.4.5.2. : du front de Pareto et plus particulièrement la manière dont sont répartis les paramètres de l'optimisation dans cet espace (zone de Pareto) ;
 - c. §3.4.5.3. : des corrélations entre les différentes variables.
6. §3.4.6. : Ces analyses mettent en avant deux catégories différentes de cœur :
 - a. §3.4.6.1. : les cœurs performants sur le critère économique ;
 - b. §3.4.6.2. : les cœurs performants vis-à-vis de la sûreté. Les gains de performances sont liés à un effet nommé « **Bunny core** » détaillé dans ce paragraphe.
7. §3.4.7. : les leviers utilisés par l'optimisation étant analysés il est possible de passer à l'étude de concept de cœur :
 - a. §3.4.7.1. : les cœurs dit « haute performance », c'est-à-dire des cœurs plus performants que le cœur de référence sur l'ensemble des critères de l'optimisation ;
 - b. §3.4.7.3. : les cœurs dits « forte performance », c'est-à-dire des cœurs beaucoup plus performants que le cœur de référence sur un des critères au détriment d'un autre critère.
8. §3.4.8. : Pour finir, l'impact des incertitudes sur les cœurs optimaux est spécifiquement analysé ;

*Le point suivant doit être noté : les schémas de calcul et les outils utilisés dans l'exercice d'optimisation n'ont pas fait l'objet d'une validation aussi rigoureuse que ceux habituellement utilisés pour la conception des RNR-Na. Comme l'a détaillé le Chapitre II, nous avons des résultats cohérents avec les codes de référence, mais en l'état actuel de nos connaissances nous ne pouvons garantir la validité des outils utilisés dans l'ensemble de l'espace d'optimisation. **Les performances que nous affichons pour le réacteur de référence ne présument pas des performances d'ASTRID**, dont le design en est à la version 4 et dont les performances sont évaluées par des outils éprouvés.*

3.4.1. LE « PARAMÉTRAGE » DE L'OPTIMISATION

Par rapport aux travaux d'optimisation précédents [HJAP13], nous avons cherché à améliorer les performances du cœur de référence en innovant sur deux points :

1. L'algorithme génétique réalisant l'optimisation dispose d'une vaste zone d'exploration : 26 paramètres sont variables (voir le Tableau 37). Comme le montrent les analyses de sensibilité (qui seront présentées §3.4.3.), l'ensemble de ces paramètres est influent. Nous avons 4 critères d'optimisation et 7 contraintes (voir les Tableaux 35 & 36).
2. En prenant en compte dans l'évaluation des critères les sources d'incertitudes. Par exemple nous n'optimisons pas les réacteurs sur leur effet de vidange, mais sur un critère prenant en compte l'effet de vidange plus trois sigmas (i.e. écart type) d'incertitude provenant des incertitudes sur la vidange due aux données nucléaires.

La manière dont est paramétrée l'optimisation va maintenant être détaillée. **Les choix des différents critères, contraintes et paramètres de l'optimisation sont issus d'un travail collaboratif avec les concepteurs de cœur de RNR-Na et de l'expérience acquise dans l'outil TRIAD [HJAP13].**

3.4.1.1. CRITÈRES

À travers le processus d'optimisation, les performances des cœurs sont synthétisées dans les critères suivants. L'objectif est de :

- Minimiser l'effet vidange en prenant en compte les incertitudes sur les données nucléaires. L'idéal est d'obtenir un cœur possédant un effet de vidange toujours négatif en prenant en compte 3σ d'incertitude ;
- Faire tendre vers zéro la variation absolue de réactivité sur un cycle, en prenant en compte 3σ d'incertitude sur les données nucléaires. Améliorer ce critère permet de réduire le nombre de barres de commande nécessaire au pilotage du réacteur. Cela peut conduire à :
 - Réduire le coût du réacteur tout en facilitant son pilotage ;
 - Diminuer l'impact d'un Retrait Intempestif des Barres.
- Minimiser la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF, notée $T_{Na\ max}$. Le risque d'ébullition est d'autant plus faible que cette température est basse. Pour le cœur de référence, l'ULOF est le scénario de transitoire accidentel le plus pénalisant (voir Tableau 1). Nous faisons l'hypothèse que cette situation :
 - Reste vraie pour les cœurs issus de l'optimisation ;
 - Qu'améliorer le passage de l'ULOF devrait, à priori, améliorer le comportement du cœur lors des autres transitoires thermohydrauliques accidentels.

Le critère sur la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF prend en compte :

- 3σ d'incertitude due aux contre-réactions neutroniques (présenté §2.6.3.) ;
- L'impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire (présenté §2.6.5.) ;
- L'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande (présenté §2.6.4.). Ce coefficient est pondéré d'un tiers pour que les trois sources de perturbation sur la $T_{Na\ max}$ soient du même ordre de grandeur.
- Minimiser un critère économique (le coût est un point critique qui détermine la viabilité d'une filière RNR-Na) via les deux grandeurs suivantes (chacune étant normalisée) :
 - La masse plutonium du cœur. Au-delà du coût élevé du combustible, minimiser l'inventaire en plutonium du cœur facilite le déploiement d'une filière de RNR-Na tout en minimisant la quantité de combustible à retraiter à la fin d'un cycle;

- Le volume du cœur (impacte le coût du bâtiment réacteur).

Les critères évalués lors de l'optimisation reflètent la performance du réacteur dans le cas le plus pénalisant. Les critères sont explicités par le *Tableau 35*. Il est évident que la conception d'un RNR-Na est fonction de nombreux autres critères. Nous considérerons par la suite que les quatre critères sélectionnés sont représentatifs des performances des réacteurs.

Critères	Calcul	Objectif
Critère vidange	$Vidange + 3\sigma$ σ : Incertitudes dues aux données nucléaires	Minimiser
Critère variation de réactivité cycle	$ variation\ de\ réactivité\ cycle + 3\sigma$ σ : Incertitudes dues aux données nucléaires	Minimiser
Critère $T_{Na\ max}$ (Température maximale du sodium durant l'ULOF)	$T_{Na\ max} + 3\sigma_{CR} + \Delta_{IP} + 1/3 \Delta_{IBC}$ σ_{CR} : Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques Δ_{IP} : impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire Δ_{IBC} : impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande	Minimiser
Critère économique	$\frac{(masse\ Pu - masse\ Pu_{min})}{(masse\ Pu_{max} - masse\ Pu_{min}) + \frac{(volume\ coeur - volume_{min})}{(volume_{max} - volume_{min})}}$ $masse\ Pu_{min}$ 3 tonnes / $masse\ Pu_{max}$ 8 tonnes $volume_{min}$ 7 m ³ / $volume_{max}$ 14 m ³	Minimiser

TABLEAU 35: CRITÈRES DE L'OPTIMISATION

Tableau 35, la masse de plutonium minimale et maximale, ainsi que le volume minimal et maximal, représentent les valeurs enveloppes (dans l'espace d'optimisation) de ces deux paramètres.

3.4.1.2. CONTRAINTES

L'optimisation multi-objectifs repose sur l'obtention des meilleurs compromis. Il en découle qu'un critère peut être dégradé pour en améliorer un second. C'est pourquoi il est nécessaire de définir un ensemble de contraintes, pouvant recouvrir certains critères, permettant d'éliminer les individus avec des caractéristiques dégradées. Ces contraintes ne doivent pas être trop restrictives pour permettre de conserver un espace des solutions conséquent. Les différentes contraintes considérées pour l'optimisation sont énumérées ci-après :

- La perte de réactivité sur un cycle doit rester inférieure à 2600 pcm (nous considérons que, d'un point de vue technique, les cœurs ne sont plus viables au-delà de cette limite). Le critère sur la variation de réactivité cycle optimise ce paramètre ;
- Le gain de régénération, noté GR (coefficient présenté §1.4.2.2.2), doit être compris entre ± 0.1 . Avoir un cœur isogénérateur (GR=0) ou surgénérateur (GR>0) n'est pas un objectif de l'optimisation. Nous laissons l'algorithme évoluer de manière arbitraire dans la plage de GR définie par la contrainte ;
- Pour des raisons économiques, tous les cœurs présentant un volume de 10% supérieur à celui du cœur de référence sont éliminés ;

- Pour rappel, l'ébullition du sodium est artificiellement bloquée (§2.6.1. explique ce point). La $T_{Na\ max}$ doit rester inférieure à 1200°C (température « virtuelle » du sodium). Le critère sur $T_{Na\ max}$ optimise ce paramètre ;
- La température maximale du combustible (calculé en fin de cycle, estimé par TETAR) doit rester inférieure à 2500°C, et les Déplacements Par Atomes (dpa) maximaux reçus sur la gaine doivent rester inférieurs à 140. Ces deux contraintes, liées à des effets purement spatiaux, sont beaucoup plus difficiles à prédire que des effets intégraux comme l'effet de vidange ou le gain de régénération. Le maximum de dpa réellement acceptable pour la gaine est de 120. À cette étape nous préférons prendre le risque de sélectionner quelques individus non viables que d'éliminer des individus viables.

Les contraintes sont synthétisées *Tableau 36*.

Contrainte	Minimum	Maximum
Variation de réactivité sur un cycle	X	2600 pcm
Gain de régénération	-0.1	+0.1
dpa	X	140
Volume du cœur	X	13.7 m ³
$T_{Na\ max}$	X	1200 °C
Température maximale du combustible en fin de cycle	X	2500 °C

TABLEAU 36: CONTRAINTES SUR L'OPTIMISATION

Remarque : VIZIR (le code du CEA dédié à la problématique de l'optimisation et intégré à la plateforme URANIE [Gaud10]) permet de résoudre effacement des exercices d'optimisation multi-critères et multi-contraintes en tout en offrant une saisie intuitive du problème.

3.4.1.3. PARAMÈTRES

L'ensemble des critères et contraintes de l'optimisation sont calculés à partir des paramètres présentés dans le *Tableau 37*.

Paramètres	Minimal	Maximal
Nombre de couronnes d'assemblages de combustible externe (nombre entier)	1	3
Nombre de couronnes d'assemblages de combustible tampon (nombre entier)	1	3
Hauteur d'une zone combustible (en mm) Il y a neuf hauteurs variables (voir la Figure 65)	200	400
Teneur en plutonium d'une zone combustible (% volumique) Il y a neuf teneurs en plutonium variables (voir la Figure 65)	10	30
Hauteur de la couverture axiale inférieure (en mm)	10	350
Hauteur du plénum de sodium (en mm)	10	350
Diamètre extérieur de la pastille de combustible (en mm)	6.5	10.5
Taux de remplissage (noté Tx)	0.82	0.86
Nombre de couronnes d'aiguilles (nombre entier)	7	10
Paramètre SYFRA (permet le calcul du diamètre du fil)	0.1	0.25

TABLEAU 37: 26 PARAMÈTRES VARIABLES LORS DE L'OPTIMISATION

Les optimisations reposent sur des cœurs disposant radialement de trois types d'assemblages combustibles différents (voir la *Figure 65*). Axialement chacun de ces assemblages contient trois zones de teneur en plutonium et de hauteur variable (voir la *Figure 65*). Nous avons fixé le nombre de couronnes d'assemblage combustible à 10. Cela correspond aux nombres de couronnes du cœur de référence. Le schéma de calcul est décrit *Chapitre II*, le plan de chargement du cœur est généré avec l'algorithme présenté §2.5.1.5.

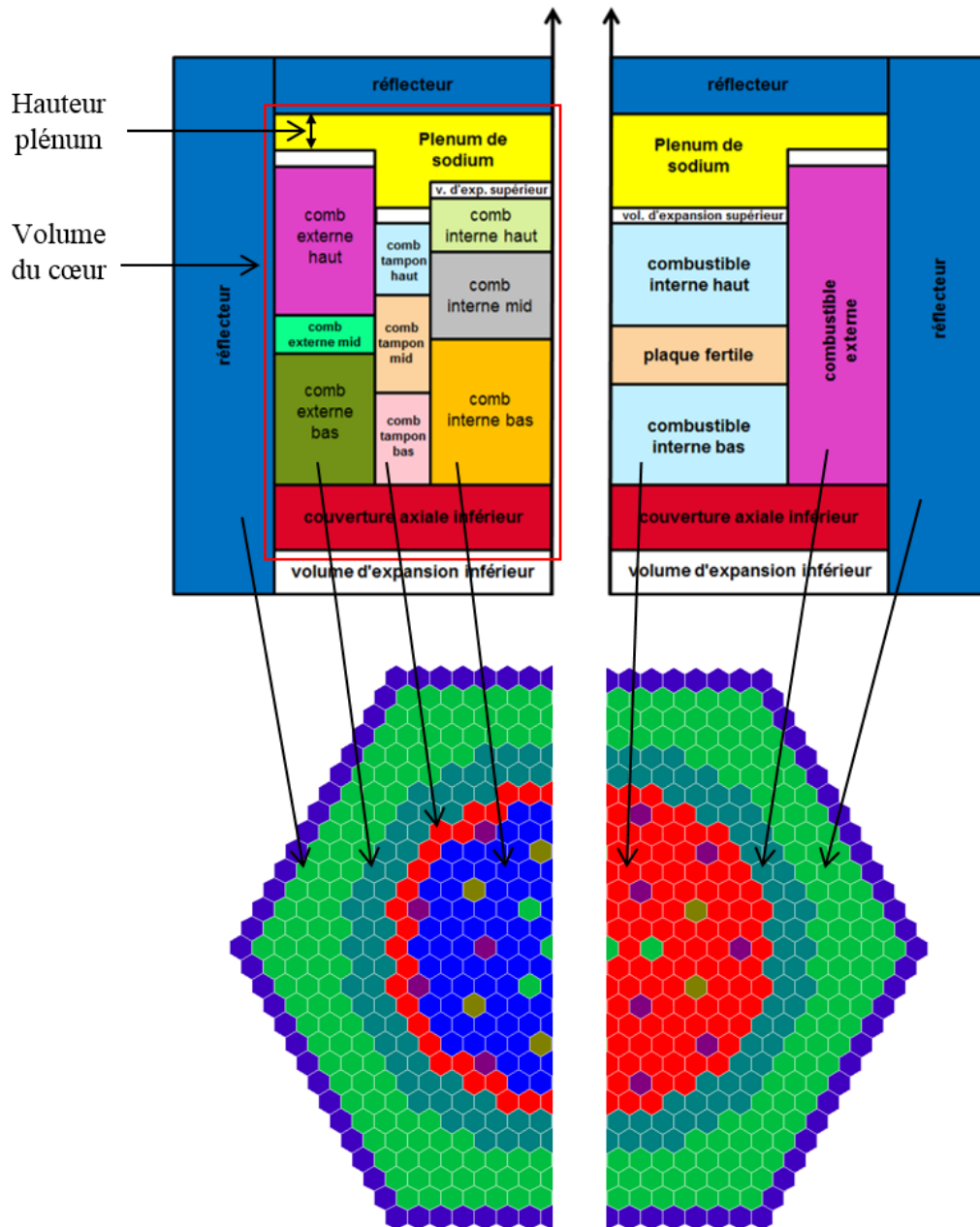


FIGURE 65 : DESCRIPTION DES VARIABLES DE L'OPTIMISATION. À GAUCHE UN CŒUR TYPE ISSU DE L'ESPACE PARAMÉTRIQUE DE L'OPTIMISATION, À DROITE LE CŒUR DE RÉFÉRENCE. EN HAUT UNE VISUALISATION RZ DES CŒURS ET EN BAS UNE VUE DE DESSUS DU CŒUR.

Un tel schéma de calcul permet de faire varier le nombre de couronnes d'assemblages du cœur et de générer des plans de chargement réalistes. Cependant il n'existe aucune méthode permettant d'estimer automatiquement le nombre nécessaire de barres de commande et de les positionner dans le cœur. Cette limitation nous incite à conserver la position des barres de commande du cœur CFV-V1 et donc

à conserver le nombre total de couronnes d'assemblages de combustible du cœur de référence. Les travaux réalisés sur l'optimisation des plans de chargement des REP [DABL09] (via l'utilisation d'un algorithme génétique et grâce à une formulation adapté du problème) montrent qu'il est possible de réduire le facteur de forme (notion expliqué §1.4.2.2.3) du réacteur. Le même type de méthodologie pourra être mis en place pour optimiser le plan de rechargement et le placement des barres de commande des RNR-Na.

Les hauteurs de la CAI (Couverture Axiale Inférieure, voir la *Figure 65*) et du plénum sodium sont elles aussi variables. Nous désignons par la « hauteur du plénum » la distance entre la PNS (Protection Neutronique Supérieur) et la zone combustible la plus haute des trois zones radiales (voir la *Figure 65*). Le « volume du cœur », en rouge *Figure 65*, est fonction de la surface d'un assemblage, du nombre d'assemblages de combustible et des hauteurs de la CAI et du plénum.

3.4.1.4. GÉNÉRATION DE LA GÉOMÉTRIE DES ASSEMBLAGES

Les méta-modèles utilisés durant l'optimisation travaillent comme des boîtes noires : à partir des paramètres de « base », spécifiées *Tableau 37*, ils estiment directement les critères et contraintes vus respectivement dans les *Tableau 35* & *Tableau 36*. Mais pour réaliser une analyse physique détaillée des résultats et/ou exécuter les codes de calcul, il est nécessaire de calculer un ensemble de paramètres « secondaires ». Nous allons succinctement développer ce point.

Nous venons de voir que l'algorithme d'optimisation travaille directement sur le :

- Diamètre extérieur de la pastille de combustible ;
- Paramètre *SYFRA* ;
- Nombre de couronnes d'aiguilles ;
- Taux de remplissage ;

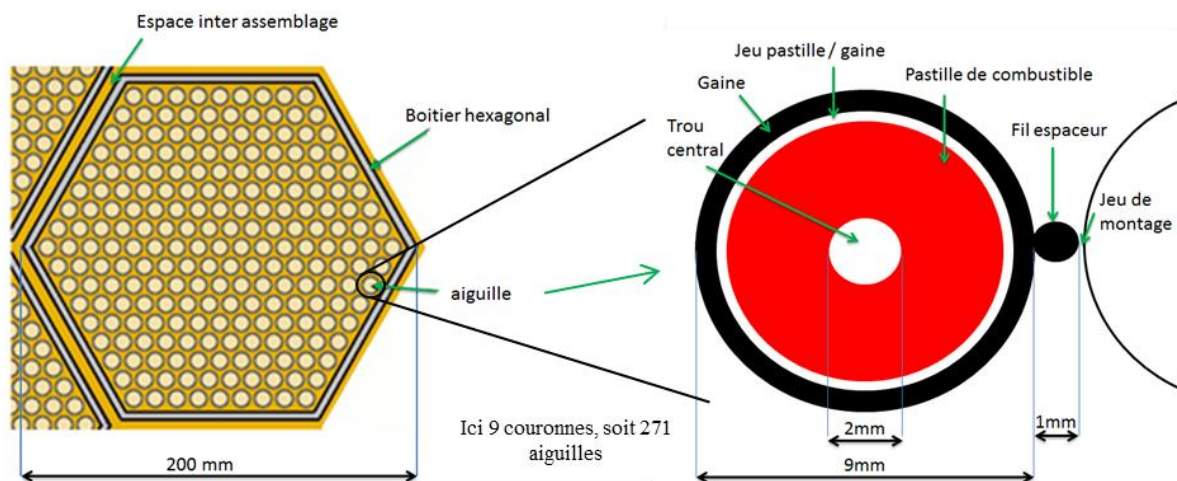


FIGURE 66 : VUE EN COUPE D'UN ASSEMBLAGE (À GAUCHE) ET D'UNE AIGUILLE (À DROITE). DIMENSION INFORMATIVE

À partir de ces quatre paramètres de « base », les paramètres « secondaire » définissant la géométrie d'un assemblage (dont la géométrie est rappelé *Figure 5*) sont calculés en suivant la procédure suivante :

1. Comme pour le cœur de référence, l'épaisseur de la gaine (noté E_{gaine}) est fixée, ainsi que l'épaisseur du boîtier et le jeu entre le fil espaceur et l'aiguille. La « fraction de gap », F_{GAP} , est définie comme une constante (tous les cœurs ont la même F_{GAP} que le cœur de référence) :

$$F_{GAP} = 1 - \frac{r_{combustible}^2}{r_{interne\ de\ la\ gaine}^2} = 5.66\% \Leftrightarrow r_{interne\ de\ la\ gaine} = \sqrt{\frac{r_{combustible}^2}{1 - F_{GAP}}}$$

Avec le rayon du combustible ($r_{combustible}$), il est possible de calculer le rayon de la gaine ($r_{interne\ de\ la\ gaine}$) ;

2. À partir du paramètre SYFRA on en déduit le diamètre du fil :

$$\varnothing_{fil} = SYFRA * (\varnothing_{extérieur\ gaine} - E_{gaine})$$

Si le résultat débouche sur un diamètre de fil inférieur à 1 mm, la valeur de celui-ci sera imposée égale à 1mm ;

3. À partir du nombre de couronnes d'aiguilles (le jeu entre l'aiguille et le boîtier étant fixé) on calcule les dimensions du boîtier hexagonal ;
4. Enfin à partir du taux de remplissage, Tx , on en déduit le diamètre du trou central de l'aiguille :

$$Tx = \frac{S_{combustible}}{S_{totale}} = \frac{r_{combustible}^2 - r_{trou}^2}{(r_{combustible} + Jeu_{pastille/gaine})^2} \text{ (porosité du combustible)}$$

$$\Leftrightarrow r_{trou} = \sqrt{r_{combustible}^2 - Tx (r_{combustible} + Jeu_{pastille/gaine})^2}$$

5. Toutes les données sont ainsi réunies (le jeu entre les boîtiers étant fixés) pour calculer les fractions volumiques et massiques des différents constituants de l'assemblage.

Le *Tableau 38* présente l'ensemble des paramètres constants lors de l'optimisation.

Paramètres	Valeur
Nombre de couronnes d'assemblages de combustible	10
Épaisseur du boîtier	4.5 mm
Jeu entre boîtiers	4.5 mm
Fraction de gap	5.66%
Épaisseur de la gaine	Données confidentielles
Jeu boîtier / aiguille	
Jeu entre les aiguilles	
Porosité du combustible	
Rapport oxyde sur métal	
Pas du fil espaceur	

TABLEAU 38: PARAMÈTRES CONSTANTS LORS DE L'OPTIMISATION

3.4.2. LES PERFORMANCES DES MÉTA-MODÈLES

Ce paragraphe présente le processus d'établissement des méta-modèles utilisés et leurs performances prédictives.

De par la complexité du problème :

- Nombre de paramètres élevé (26)
- Tous les paramètres sont influents (et peuvent présenter des effets non linéaires et des interactions inter paramétrique complexes)

Il est nécessaire d'utiliser une base de formation la plus dense possible (i.e. avec un maximum d'individus). Comme nous allons le voir, il est difficile, avec les méthodes que nous utilisons, de former des méta-modèles précis. C'est pourquoi, **une fois l'optimisation réalisée, les cœurs prédits comme les plus performants par les méta-modèles sont réévalués par les codes de calculs.**

3.4.2.1. BASE DE FORMATION DES MÉTA-MODÈLES

La méthode LHS (Latin Hypercube Sampling [McBC79]) est utilisée pour réaliser le plan expériences (i.e. échantillonner l'espace paramétrique) dont les limites sont décrites *Tableau 37*. Cette méthode (détaillé *Annexe 1*) est usuellement utilisée pour ce type d'application. En effet, la RMSE (« Root-Mean-Square Error » ou écart type entre la prédiction du méta-modèle et le code, voir ci-dessous) du méta-modèle formé avec cet échantillonnage est généralement améliorée par rapport à celle d'un méta-modèle formé avec un échantillonnage de type « random sampling » [Ste187].

Pour rappel :

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - y_i)^2}{n}}$$

Ou : n est le nombre d'individus dans le plan d'expérience
 y est la prédiction du code
 $\hat{y}$ est la prédiction du méta-modèle

Le coefficient de détermination R^2 et de prédictivité Q^2 permettent de juger de la qualité des prédictions du méta-modèle. Un coefficient valant 1 indique une qualité de prédiction parfaite, plus ce coefficient sera faible, plus la capacité prédictive sera médiocre. Usuellement on dispose d'une base pour former et d'une base pour tester le méta-modèle.

$$R^2 = 1 - \frac{RMSE^2_{base\ de\ formation}}{var(y)} \quad Q^2 = 1 - \frac{RMSE^2_{base\ de\ test}}{var(y)}$$

Le schéma de calcul impose un ordre précis pour estimer les différents critères d'un cœur (on calcule d'abord son volume, puis sa variation de réactivité sur un cycle, etc.). Mais la plupart des individus tirés dans le plan d'expériences ne sont pas viables (par exemple : volume du cœur trop important et/ou variation de réactivité sur un cycle trop forte). Afin d'économiser les temps de simulation, la procédure suivante est utilisée pour générer les bases de formation des méta-modèles (l'objectif étant de pouvoir interrompre la simulation si les performances du cœur le rendent non viable) :

1. Une première base de 5 000 individus est produite. On filtre les cœurs dont le volume est 10% supérieur à celui du cœur de référence. Les **2 569 individus** restants sont évalués par calculs ECCO/ERANOS (§2.5.1.2. et §2.5.1.3. décrivent ce schéma). Un premier méta-modèle est formé pour prédire grossièrement la variation de réactivité sur un cycle ;
2. Une seconde base de 20 000 individus est générée. On y exclut tous les individus dont le volume du cœur est 10% supérieur à celui du cœur de référence et dont la variation de réactivité sur un cycle (prédite par le méta-modèle formé à l'étape 1) est inférieure à -4 100 pcm. Une base de 7 814 individus est ainsi produite et évaluée par ECCO/ERANOS. Les individus avec une variation de réactivité sur un cycle supérieur à -2 600 pcm (base de **3 139 individus**) sont ensuite calculés avec le modèle APOLLO3® (§2.5.1.4. décrit ce schéma), qui va évaluer l'ensemble des performances neutroniques et générer les entrées nécessaires aux calculs thermohydrauliques transitoires. Deux méta-modèles capable de prédire la variation de réactivité sur un cycle sont alors formé ;
3. La base de 3 139 individus est évaluée par la thermohydraulique (i.e. évaluation de la température maximum du sodium durant un transitoire ULOF présenté §1.4.2.4.3), via l'outil simplifié TETAR (§2.6.1. présente ce schéma). L'impact des incertitudes des coefficients de contre-réaction neutronique sur la thermohydraulique nécessitant un nombre élevé de simulations (100 calculs TETAR par individu, §2.6.3. présente ce point), seuls les individus avec une $T_{Na\ max}$ inférieure à 1 400°C et une température maximale du combustible en fin de cycle inférieure à 2 900°C (soit une base de **2 257 individus**) sont évalués.

Les bases ont nécessité 100 000 heures de calculs, et contiennent à peine assez d'individus pour former des méta-modèles viables. Les calculs ont été menés sur CALISTO le super ordinateur du DMS2 (calcul réalisé en parallèle sur 300 Intel® Xeon® CPU E5-2680 v2 à 2.80GHz).

3.4.2.2. RÉSEAUX DE NEURONES

Les bases servant à la formation des réseaux de neurones (§3.3.2. décrit cette méthode) sont celles décrites précédemment. Le *Tableau 39* récapitule leurs performances prédictives. Les ressources informatiques disponibles sont limitées, mais un maximum d'individus est nécessaire pour former des réseaux de neurones précis. C'est pourquoi nous avons consacré l'intégralité de la base à leur formation (il n'y a pas de base test disponible pour le calcul du Q^2). Cette démarche est dangereuse, car le coefficient R^2 n'est pas un bon indicateur des capacités prédictives du méta-modèle. Les prédictions des réseaux de neurones sont entachées d'une incertitude non négligeable. Il est nécessaire de réévaluer via les codes les performances des cœurs issus de l'optimisation pour pouvoir garantir les résultats de l'optimisation. La RMSE, *Tableau 39*, est donnée pour un test réalisé sur la base de formation. Le quantile à 99% traduit l'écart maximal entre le code et la prédiction des R_n sur 99% des prédictions.

Variable	Statistique de la variable dans la base de formation du R_n			Statistique du R_n sur la base de formation			
	min	max	écart type	Nb de neurones cachés	RMSE	Quantile à 99%	R^2
Variation de réactivité sur un cycle en pcm	-2599,69	-428,38	453,79	28	206,60	427,05	0,79
Incertitudes dues aux DN* sur la variation de réactivité sur un cycle en	39,45	108,95	12,33	38	6,30	12,80	0,74

pcm							
effet de vidange en pcm	-1029,13	1849,25	449,37	38	83,16	167,85	0,97
Incertitudes dues aux DN* sur l'effet de vidange en pcm	94,51	161,81	12,18	31	2,03	3,96	0,97
Gain de régénération	-0,17	0,16	0,06	25	0,01	0,03	0,95
dpa maximal	76,14	165,97	15,38	34	7,24	15,15	0,78
T _{Na max} (durant l'ULOF) en °C	774,69	1268,93	75,30	28	32,98	69,35	0,81
impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande sur la T _{Na max} en °C	23,36	172,30	26,29	31	8,76	19,26	0,89
impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire sur la T _{Na max} en °C	5,38	38,33	4,39	25	1,69	3,32	0,85
Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques sur la T _{Na max} en °C	1,98	50,57	5,37	35	2,45	5,47	0,79
T maximal du combustible (durant l'ULOF) en °C	1376,78	2899,92	363,35	20	163,38	334,93	0,80

TABLEAU 39: PERFORMANCES PRÉDICTIVES DES RÉSEAUX DE NEURONES. *DN POUR DONNÉES NUCLEAIRES

On peut constater que les réseaux de neurones prédisent correctement les coefficients intégraux comme le coefficient de vidange (R^2 de 0.97) ou le gain régénération (R^2 de 0.95). Mais il est beaucoup plus délicat de prédire des coefficients spatiaux comme le maximum de dpa (R^2 de 0.78). La prédiction de la variation de réactivité sur un cycle est elle aussi difficile à réaliser (R^2 de 0.79). Comme nous allons le voir lors de l'analyse de sensibilité et l'analyse de la matrice de corrélation (dans les paragraphes suivants), l'impact des différents paramètres sur ce critère est complexe (fort effet d'interactions entre les paramètres et non-linéarités des interactions).

3.4.2.3. KRIGEAGE

Les méta-modèles par krigeage (§3.3.3. décrit cette méthode) n'ont pas été mis en place suite à plusieurs écueils :

- L'utilisation d'entier naturel pour certains paramètres de l'optimisation pose des problèmes pour évaluer les longueurs de corrélation (vu au §3.3.3.1.). Cette limitation peut, dans une certaine mesure, être contournée en redéfinissant le paramétrage pour utiliser uniquement des paramètres continus (par exemple en définissant une zone par son diamètre plutôt que par son nombre de couronnes) ;
- Le krigeage dans URANIE (basé sur [MMGB12]) n'était pas pleinement opérationnel lors de la réalisation de cet exercice (ce qui n'est plus le cas dans la dernière version d'URANIE) ;
- Une évaluation par krigeage est, dans nos applications, environ dix fois plus lente qu'une évaluation par réseaux de neurones (voir §3.3.5.). Une optimisation, via des réseaux de neurones, nécessite 11 heures de simulation. L'utilisation du krigeage nécessiterait de réaliser les calculs en parallèle (option disponible dans VIZIR, mais non utilisé dans l'exercice d'optimisation actuel).

Aucun des points précédents n'est bloquant, mais nous avons fait le choix de développer d'autres aspects au détriment des méta-modèles par krigeage.

3.4.2.4. BILAN DES PERFORMANCES DES MÉTHODES DE MÉTA-MODÉLISATION

Nous venons de voir que la qualité de prédiction des méta-modèles (i.e. les réseaux de neurones) utilisés par l'optimisation est entachée d'une incertitude non négligeable. Deux axes permettraient d'améliorer ce point :

- Augmenter la taille de la base de formation et utiliser une base de test indépendante. Les ressources numériques disponibles dimensionnent les gains sur ce point ;
- Utiliser d'autre méthode de méta-modélisation, comme le krigeage.

L'indisponibilité du krigeage et les performances actuelles des réseaux de neurones rendent, pour le moment, impossible la mise en place de la démarche préconisée §3.3.4. (contrôle du bruit de mesure, détection d'outliers). Mais nous allons voir dans le prochain paragraphe, et c'est le point le plus important, que les méta-modèles actuels ont permis de découvrir des réacteurs particulièrement performants (performance confirmée par les codes). D'un point de vue méthodologique, la démarche générale développée pour prendre en compte les incertitudes dans le processus d'optimisation des RNR-Na est l'axe le plus important détaillé dans ce mémoire. Aller au-delà des performances prédictives actuelles des méta-modèles est un axe important, mais qui pourra être développé dans un second temps.

3.4.3. IMPACT DES DIFFÉRENTS PARAMÈTRES SUR L'OPTIMISATION PAR LA MÉTHODE DE MORRIS

Avant d'étudier les résultats de l'optimisation, il est important d'analyser la manière dont les différents paramètres impactent les critères de l'optimisation. Pour réaliser cette analyse nous utilisons la méthode de Morris, **présenté §2.3.2.**, et nous nous plaçons dans un sous-espace du plan d'expériences où :

- La variation absolue de réactivité sur un cycle reste inférieure à 2600 pcm
- Le volume du cœur est inférieur à celui du cœur de référence majorée de 10%

La méthode de Morris est adaptée à cette situation (cas « d'exploration »). Nous utilisons un échantillon de 10 000 individus. Nous fixons la perturbation appliquée à chaque variable x , bornée entre x_{max} et x_{min} , à un coefficient égal à 5% de $(x_{max} - x_{min})$. Par exemple, si on analyse la sensibilité du coefficient de vidange (qui va être étudié §3.4.3.1.) à la hauteur plénum : une perturbation de $\pm 5\%$ de la hauteur du plénum (soit de 17 cm) impacte en moyenne (**notée μ**) de 30.9 pcm le coefficient de vidange avec un écart type (**noté σ**) de 22.6 pcm.

Remarque : le fait de se placer dans un sous-espace du plan d'expériences (avec les contraintes sur la variation absolue de réactivité et le volume du cœur) crée des liaisons fonctionnelles entre les paramètres de l'optimisation (i.e. des corrélations entre les paramètres). Dans une telle situation, il n'est pas possible d'utiliser les indices de Sobol (qui supposent des variables indépendantes).

Cette étude permet uniquement de comprendre quels sont les paramètres qui influencent l'optimisation. Par la suite, lorsqu'on parle d'impact/influence des paramètres c'est de leur impact sur l'ensemble de l'espace accessible à l'optimisation dont il s'agira.

3.4.3.1. ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ DURANT UN CYCLE

L'AS (analyse de sensibilité), présentée *Figure 67*, montre que deux paramètres ont un impact net sur la variation de réactivité durant un cycle :

- Le diamètre du combustible (μ de 20.3 pcm) ;
- Le nombre de couronnes d'aiguille dans l'assemblage (μ de 14.5 pcm).

Ces deux paramètres pilotent la masse de plutonium dans le cœur, et donc la réserve de réactivité.

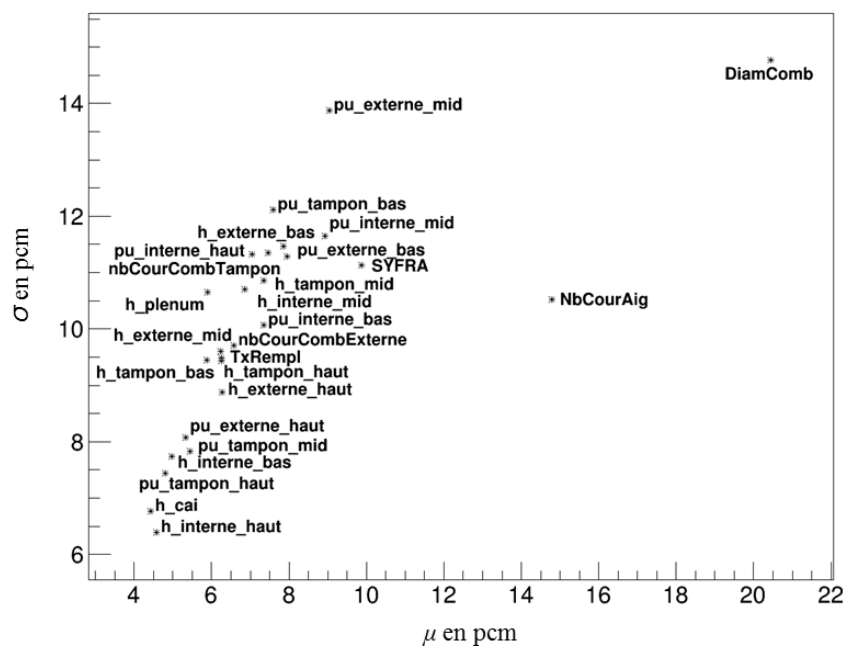


FIGURE 67 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ DURANT LE CYCLE. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 10 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

L'impact des autres paramètres est entaché d'une forte variance. On peut, malgré tout, dégager les tendances suivantes :

- Une influence marquée du paramètre SYFRA (μ de 9.8 pcm), qui pilote le diamètre du fil (et donc la fraction de sodium dans l'assemblage). Cela impacte la dureté du spectre dans le réacteur ce qui influence la variation de réactivité sur un cycle (la dureté du spectre pilote le rapport entre la fission et les absorptions) ;
- Les teneurs plutonium ont plus d'importance pour piloter la variation de réactivité que les hauteurs des différentes zones. Pour rappel les différentes zones sont décrites *Figure 65*. Les teneurs en plutonium « mid » dans le cœur interne (μ de 9.2 pcm) et externe (μ de 8.7 pcm) ont un impact important. Ces deux variables combinent en même temps :
 - La zone la plus soumise au flux neutronique ;
 - La part la plus importante de la masse plutonium du cœur.

- Un impact limité (en comparaison des autres paramètres) sur la variation de réactivité de la dimension de la CAI (μ de 4.4 pcm), du taux de remplissage (μ de 5.9 pcm) et de la hauteur du plénum (μ de 5.8 pcm).

Les deux derniers points montrent que les paramètres qui pilotent la variation de réactivité durant un cycle sont ceux qui influencent le plus fortement la masse de plutonium et la manière dont elle est soumise au flux (ou plus précisément la manière dont le cœur répartit le flux et gère les fuites).

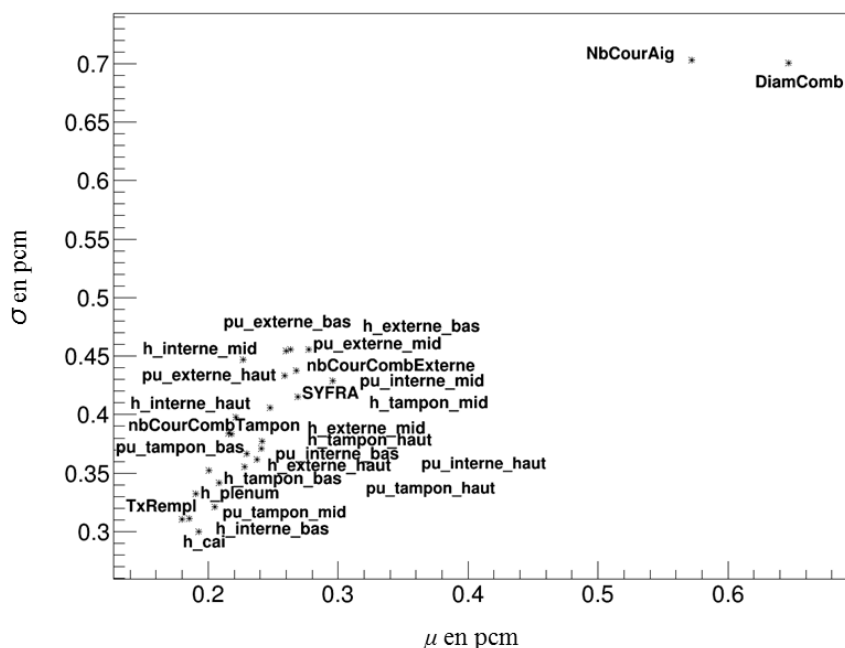


FIGURE 68 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR L'INCERTITUDE SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ DURANT LE CYCLE DÙ AUX DONNÉES NUCLÉAIRES. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 10 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

L'impact des paramètres sur l'incertitude portant sur la variation de réactivité durant le cycle due aux données nucléaires, voir la *Figure 68*, est le même que pour la variation de réactivité durant le cycle vu ci-dessus.

3.4.3.2. ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR L'EFFET DE VIDANGE

L'AS, présentée *Figure 69*, montre que l'effet de vidange est piloté au 1^{er} ordre par la hauteur du plénum (μ de 30.9 pcm). Contrairement à la variation de réactivité, c'est la hauteur des différentes zones qui pilote l'amplitude de la vidange (et non la teneur en plutonium), et en particulier les hauteurs de la partie interne (μ voisin de 25 pcm) et du tampon (μ voisin de 22.5 pcm) du cœur. En moyenne, le cœur externe présente une surface de fuites moindre durant les vidanges (de par la présence des réflecteurs), son importance vis-à-vis de l'effet de vidange est donc plus faible. Deux éléments sont à relever :

- Un impact limité (en comparaison des autres paramètres) des paramètres pilotant les fractions volumiques au sein de l'assemblage, à savoir le diamètre du combustible (μ de 14.4 pcm), le paramètre SYFRA (μ de 15.7 pcm) et le taux de remplissage (μ de 10.5 pcm). Pour optimiser la vidange, il est plus intéressant d'optimiser les hauteurs du réacteur que de piloter les fractions volumiques (ou ses teneurs en plutonium) des assemblages de combustible ;

- Un impact fort de la teneur en plutonium en bas du cœur interne (μ de 27.7 pcm). La teneur en plutonium dans cette zone pilote la répartition de flux entre le haut et le bas du cœur (la teneur en plutonium en haut de cœur a une influence moindre, μ de 20.3 pcm, mais non négligeable).

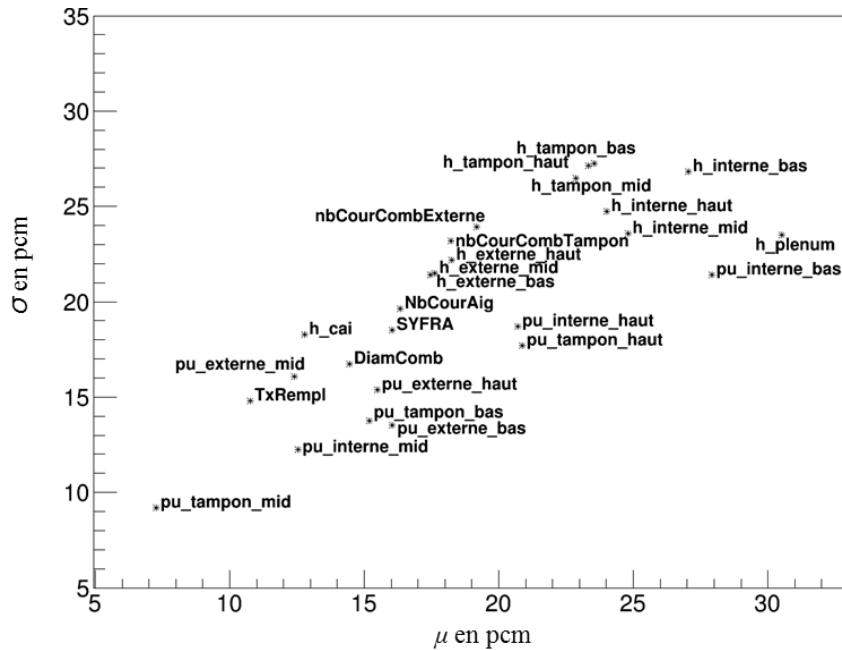


FIGURE 69 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR L'EFFET DE VIDANGE. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 11 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

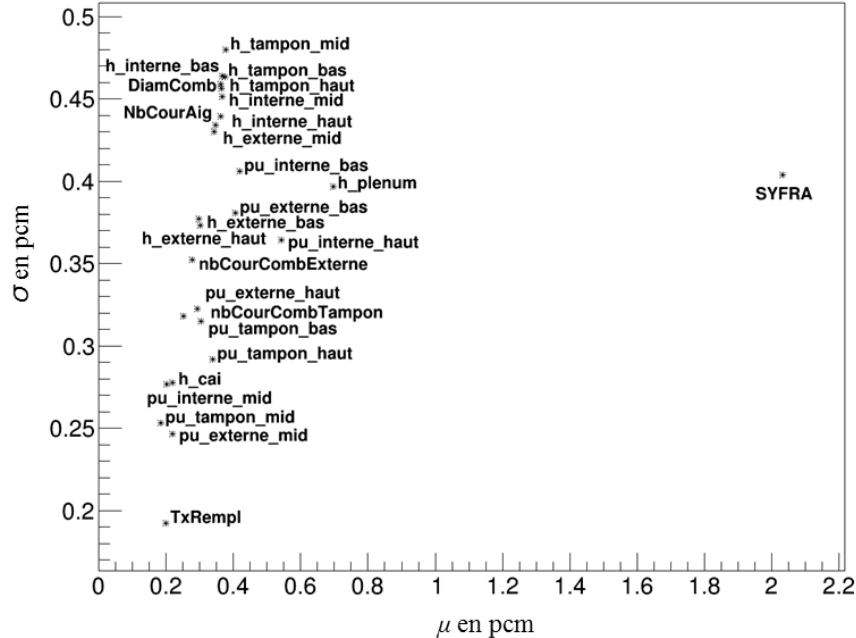


FIGURE 70 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR L'INCERTITUDE SUR LE COEFFICIENT DE VIDANGE DÛ AUX DONNÉES NUCLÉAIRES. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 11 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

L'incertitude sur l'effet de vidange suit une dynamique différente *Figure 70*. Elle est impactée, au 1^{er} ordre, par la quantité de sodium dans le réacteur (comme vu §2.5.2.6.3) et est donc fortement

influencée par le paramètre SYFRA (μ de 2.02 pcm) et dans une moindre mesure par la hauteur du plénum (μ de 0.69 pcm). Les autres variables ont toutes un impact moindre.

3.4.3.3. ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR LA TEMPÉRATURE DU COMBUSTIBLE

L'AS, présentée Figure 71, montre que deux paramètres influencent la température maximale du combustible en fin de cycle (calculé en fin de cycle, estimé par TETAR) :

- La géométrie : une aiguille fine évacue plus facilement la puissance. C'est le diamètre du combustible (μ de 50.9°C) qui pilote ce paramètre ;
- La répartition de puissance au sein du réacteur : aplanir la nappe de puissance permet de minimiser la température de l'aiguille au point chaud. Trois techniques peuvent être mises en place pour gérer au mieux la répartition de puissance au sein du réacteur :
 - Augmenter le volume du réacteur, la puissance des réacteurs étant constante cela revient à diminuer la puissance volumique moyenne du cœur. C'est le nombre de couronnes d'aiguilles (μ de 57.1°C) qui influence au 1^{er} ordre ce paramètre ;
 - Jouer sur la teneur plutonium au sein du cœur pour aplanir au maximum la nappe de puissance ;
 - Modifier la position axiale des barres de commande (solution non étudiée dans cet exercice)

Le taux de remplissage de l'aiguille (paramètre qui pilote le diamètre du trou central de l'aiguille, μ de 21.3°C) a une influence faible sur la température maximale du combustible. Cela veut dire que pour modifier la température maximale du combustible il est plus intéressant d'agir sur les paramètres précédents que sur le diamètre du trou central.

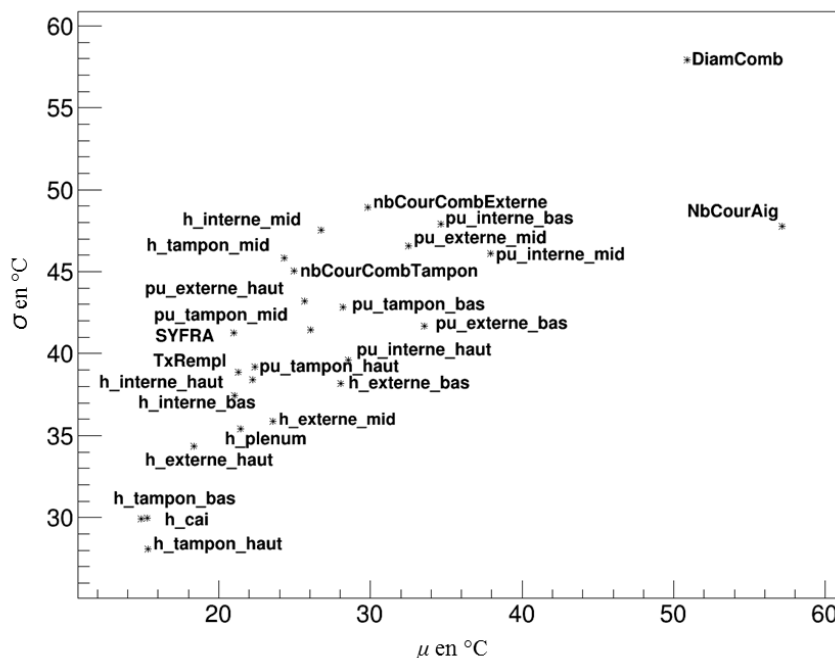


FIGURE 71 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU COMBUSTIBLE EN FIN DE CYCLE. EN COMPLÉMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 12 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

3.4.3.4. ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT LE TRANSITOIRE ULOF

3.4.3.4.1. Température maximale du sodium durant l'ULOF (notée $T_{Na\ max}$) :

L'AS, présenté Figure 72, montre que deux paramètres influencent la température maximale du sodium durant l'ULOF.

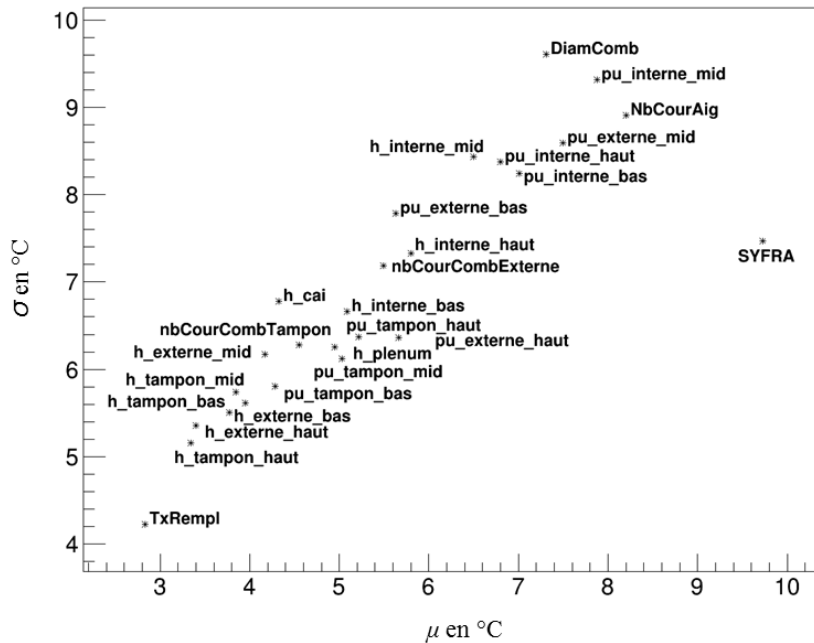


FIGURE 72 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM ($T_{Na\ max}$) DURANT LE TRANSITOIRE ULOF. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 13 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

Les deux paramètres influents sont :

- L'intensité des frottements (i.e. les pertes de charge) entre le sodium et le faisceau d'aiguilles. Ce paramètre pilote le débit de convection naturelle du cœur. Il est fonction :
 - De la géométrie du faisceau d'aiguilles : des assemblages composés de grosses aiguilles, de gros fils espaceurs et d'un maximum de couronnes d'aiguilles permettent de diminuer la vitesse de l'écoulement et donc les pertes de charge. L'Annexe 19 détaille ce point. L'AS montre que ce sont les paramètres qui pilotent la géométrie du faisceau qui ont le plus grand impact : le paramètre SYFRA avec un μ de 9.7°C, le nombre de couronnes d'aiguilles avec un μ de 8.2°C et le diamètre du combustible avec un μ de 7.3°C ;
 - De la répartition des débits au sein du cœur. En effet les pertes de charge sont proportionnelles au débit dans les assemblages. L'assemblage le plus chaud nécessite le débit le plus important pour évacuer sa puissance. Or un débit important entraîne de fortes pertes de charge. Un levier puissant pour améliorer le passage en convection naturelle des cœurs consiste donc à concevoir des cœurs avec une puissance la plus homogène possible durant tout le cycle (i.e. éviter la présence de points chauds, quel que soit le moment). Il ne faut pas oublier que l'algorithme de répartition des débits dimensionne le débit dans les assemblages pour que la température maximale de la gaine, durant la vie de l'assemblage, reste inférieure à 620°C ;
 - De la hauteur du cœur. Mais on constate que la hauteur des différentes zones n'est pas le paramètre qui a le plus grand impact sur la température $T_{Na\ max}$.

- Les coefficients de contre-réaction neutroniques : comme nous l'avons vu ces coefficients pilotent la cinétique du transitoire ULOF. Par exemple une modification du nombre de couronnes d'aiguille réduit la température moyenne du combustible et donc diminue la contre-réaction Doppler durant le transitoire.

L'AS, *Figure 72*, montre une forte influence des teneurs en plutonium sur la température $T_{Na\ max}$ (chaque zone plutonium a μ compris entre 5 et 8°C). Ces paramètres peuvent influencer simultanément les coefficients de contre-réaction neutronique et la répartition de puissance dans le cœur.

Les paragraphes suivants vont étudier l'impact des paramètres de l'optimisation sur les coefficients mesurant l'incertitude sur la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF.

3.4.3.4.2. Impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande :

L'AS, présenté *Figure 73*, montre que ce critère, noté Δ_{IBC} , est fonction :

- De la géométrie du faisceau d'aiguilles avec le paramètre SYFRA (μ de 3.2°C), le nombre de couronnes d'aiguilles (μ de 3.3°C) et le diamètre du combustible (μ de 3.6°C). C'est la capacité à passer en convection naturelle qui impacte le critère Δ_{IBC} ;
- Des teneurs plutonium dans le cœur interne (μ entre 2.7 et 2.9°C). Le placement des rideaux de barre est figé lors des exercices d'optimisation. Le critère Δ_{IBC} est en grande partie lié au coefficient neutronique d'insertion différentielle des barres de commande (voir §2.6.5.). Modifier la répartition du flux dans la zone où se situent les barres de commande (i.e. dans le cœur interne) permet de modifier le coefficient neutronique d'insertion différentielle de celles-ci et impacte donc le critère Δ_{IBC} .

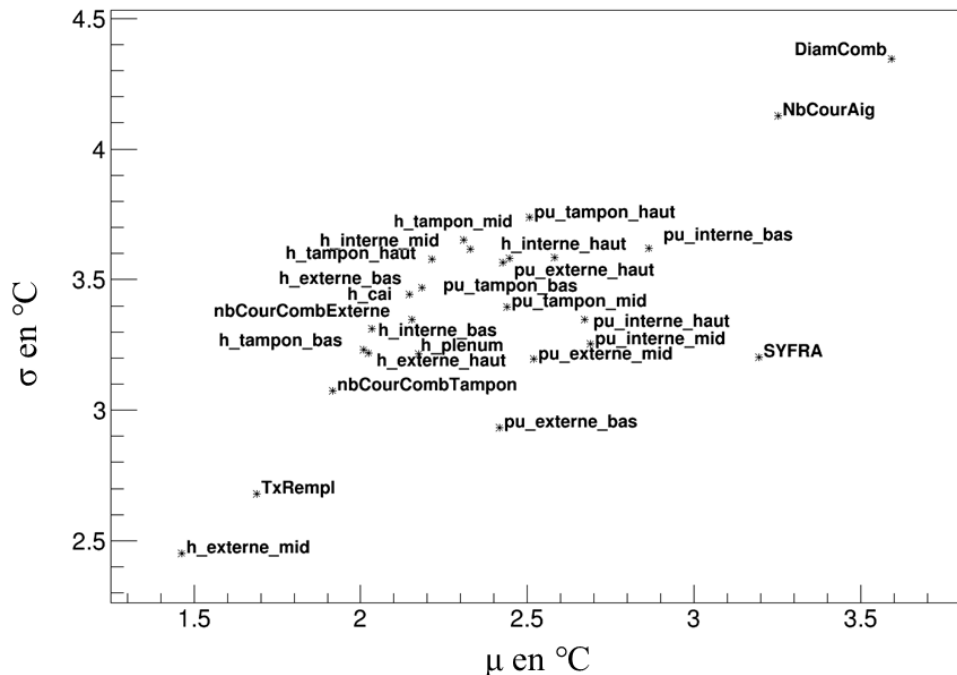


FIGURE 73 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS DE L'IMPACT D'UNE SUPPRESSION DE L'INSERTION PAR DILATATION DIFFÉRENTIELLE DES BARRES DE COMMANDE SUR LA $T_{Na\ max}$ DURANT LE TRANSITOIRE ULOF. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 13 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

3.4.3.4.3. Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques :

Nous avons vu (voir §2.6.3.) que l'impact sur la température $T_{Na\ max}$ des incertitudes dues aux coefficients de contre-réaction neutroniques, impact noté σ_{CR} , est piloté par l'incertitude sur le coefficient de contre réaction Doppler et celle sur le coefficient de contre-réaction des barres de commande. L'AS, présenté Figure 74, montre que l'impact des incertitudes sur les coefficients de contre-réaction neutroniques est, au 1^{er} ordre, lié :

- Au diamètre du combustible (μ de 0.9°C) et au nombre de couronnes d'aiguilles (μ de 0.8°C). Ces deux coefficients pilotent le rayon du combustible et la densité de puissance du cœur. Plus la variation de température du combustible durant l'ULOF est forte, plus la contre-réaction Doppler est importante (et donc plus importante est l'incertitude sur ce coefficient) ;
- A la hauteur et à la teneur en plutonium dans le bas du cœur interne (μ voisin de 0.8°C). Nous avons déjà vu que ces paramètres pilotent la distribution du flux entre le haut et le bas du cœur. Cette répartition impacte directement le coefficient neutronique de contre-réaction des barres de commande ainsi que le coefficient lié à la dilatation du sodium dans le plénum ;

3.4.3.4.4. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire :

Comme le montre la Figure 75, les paramètres qui ont le plus d'influence sur l'étude de « l'impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire », notée Δ_{IP} , sont ceux qui pilotent la capacité du cœur à passer en convection : le paramètre SYFRA avec un μ de 0.4°C, le nombre de couronnes d'aiguilles avec un μ 0.8°C et le diamètre du combustible avec un μ de 0.5°C. On constate aussi une influence marquée sur le Δ_{IP} des teneurs en plutonium des zones du haut du cœur et du bas du cœur interne (μ voisin de 0.4°C), qui pilote l'intensité de la contre-réaction neutronique

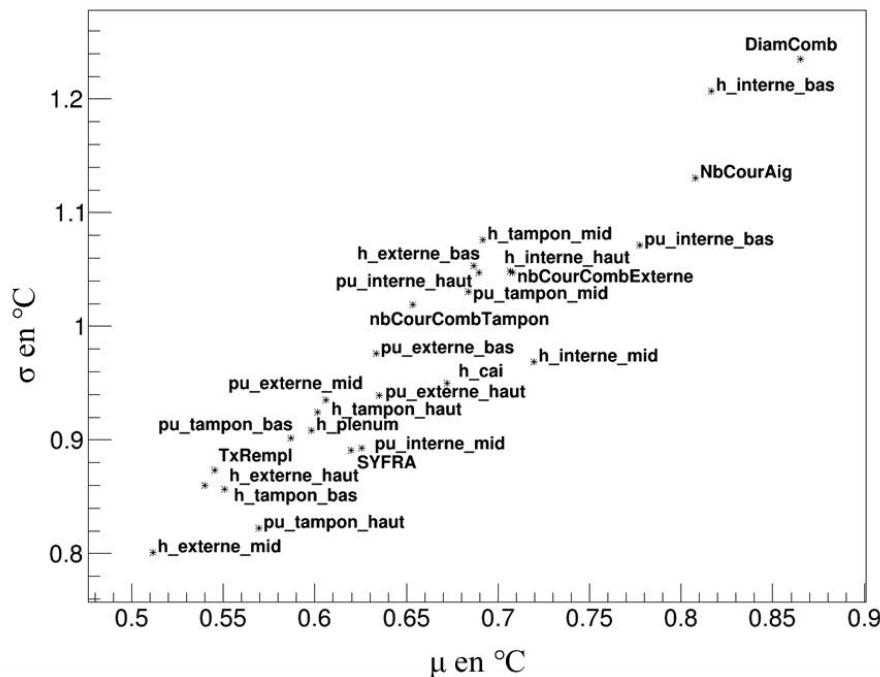


FIGURE 74 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS DES INCERTITUDES DUES AUX CONTRE-RÉACTIONS NEUTRONIQUES SUR LA $T_{Na\ max}$ DURANT LE TRANSITOIRE ULOF. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 13 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

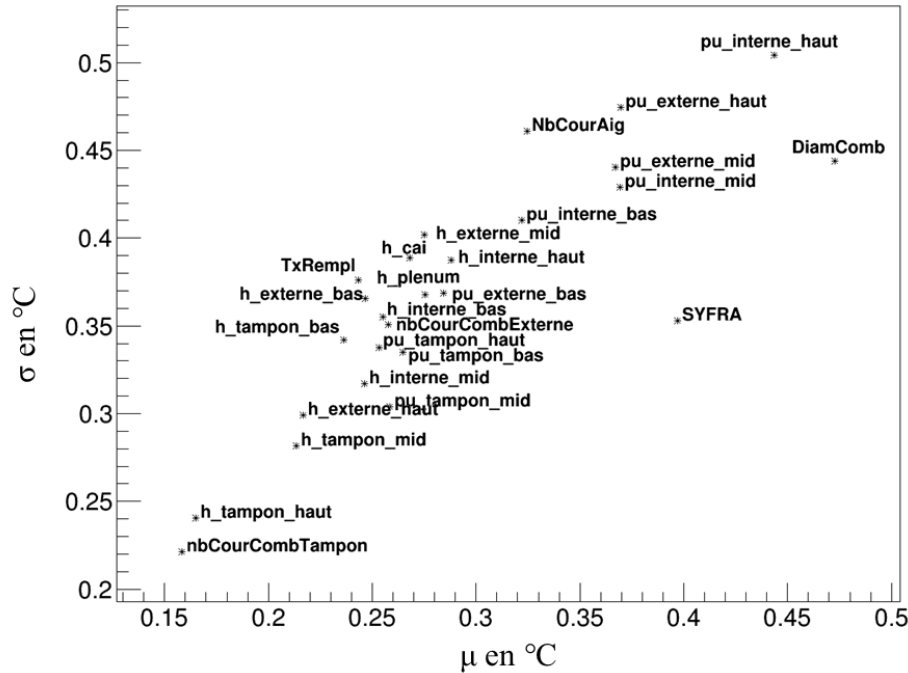


FIGURE 75 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ PAR LA MÉTHODE DE MORRIS D'UNE DIVISION PAR DEUX DE L'INERTIE DE LA POMPE PRIMAIRE SUR LA $T_{\text{Na MAX}}$ DURANT LE TRANSITOIRE ULOF. EN COMPLÈMENT DE CETTE FIGURE, L'ANNEXE 13 DÉTAILLE LES INDICES DE MORRIS.

3.4.3.5. BILAN DES ANALYSES DE SENSIBILITÉ

Cette analyse de sensibilité nous permet de mieux comprendre les résultats de l'optimisation. D'une manière générale, deux points ressortent :

- Quels que soient les critères étudiés, tous les paramètres ont de l'influence ;
- L'impact des paramètres sur les critères est entaché d'une forte variance. Ce phénomène s'explique par la vaste amplitude du plan d'expérience : cela entraîne des non-linéarités dans l'impact des paramètres ou/et des interactions complexes entre les différents paramètres.

Ces deux points (nombre élevé de paramètres influents et non-linéarité de l'impact des paramètres) expliquent que la formation de méta-modèles précis soit difficile.

Le critère sur la variation de réactivité sur le cycle est lié à la masse de plutonium dans le cœur. Elle est fonction, au 1^{er} ordre, du diamètre du combustible et du nombre de couronnes d'aiguille dans l'assemblage ;

Le critère sur l'effet de vidange est fonction de la hauteur des différentes zones du cœur. Il est piloté au 1^{er} ordre par la hauteur du plénum.

Les paramètres qui ont une influence prépondérante sur le critère sur la $T_{\text{Na max}}$ sont :

- Le diamètre du combustible, le nombre de couronnes d'aiguilles et le paramètre SYFRA. Ces trois paramètres impactent fortement les pertes de charge, la dureté du spectre et la quantité de plutonium dans le cœur ;

- Les teneurs en plutonium dans le cœur interne (et plus particulièrement dans le bas du cœur interne) qui pilotent la répartition du flux au sein du réacteur et la masse en plutonium du cœur. On constate que les modifications de teneurs plutonium sont plus influentes sur l'optimisation que les modifications de hauteurs des différentes zones.

3.4.4. L'ALGORITHME D'OPTIMISATION

3.4.4.1. OPTIMISATION AVEC MÉTHODE MULTI-OBJECTIFS CLASSIQUE

Plus le problème d'optimisation contient de critères, plus l'espace des solutions est vaste. Avec deux critères, les solutions optimales (i.e. **le front de Pareto**, le §3.2.1. présente cette notion) se trouvent sur une courbe, avec trois critères, les solutions optimales se trouvent sur une surface, etc. L'algorithme d'optimisation s'interrompt lorsque 99% de sa population est sur le front de Pareto. Si le nombre d'individus dans chacune des générations est trop faible, l'algorithme risque de converger avant d'avoir réellement atteint le front de Pareto. Dans notre cas, les optimisations se basent sur quatre critères. Pour éviter un arrêt prématuré de l'optimisation, le nombre d'individus par génération doit être augmenté jusqu'à obtenir la convergence du front de Pareto. Comparer deux optimisations est un exercice difficile, le hasard impactant les croisements, chaque optimisation donne un résultat unique. Il existe des outils pour comparer deux fronts de Pareto (évoqué §3.2.1.4.), mais un contrôle visuel reste une méthode fiable.

La *Figure 76* présente les résultats de l'optimisation multi-objectifs réalisée avec l'outil VIZIR qui utilise des populations de 5 000, 25 000 et 50 000 individus. On constate une superposition des surfaces et des fronts de Pareto bi-critères entre 25 000 et 50 000 individus. Avec 5 000 individus l'algorithme converge avant d'avoir atteint le front de Pareto.

L'optimisation est considérée convergée à partir de 25 000 individus. Une optimisation avec 25 000 individus par génération converge en 115 générations et nécessite d'évaluer les performances de 10 674 834 réacteurs. Malgré l'utilisation de méta-modèles 11 heures sont nécessaires pour réaliser une optimisation. Une optimisation avec 50 000 individus par génération converge en 305 générations et nécessite d'évaluer les performances de 34 712 387 réacteurs. Le coût de l'optimisation n'est pas seulement lié au temps d'exécution des méta-modèles. La fonction qui permet de trier les individus (i.e l'évaluation de la dominance, le §3.2.1. présente cette notion) est quadratique, 62 heures sont nécessaires pour réaliser cette optimisation.

3.4.4.2. OPTIMISATION MULTI-OBJECTIFS AVEC LA MÉTHODE PAREBRO

La méthode PAREBRO, présentée §3.2.2. , prend en compte les incertitudes lors de l'évaluation de la dominance entre les différents individus. Cette méthode d'optimisation est particulièrement pertinente lorsque l'incertitude varie. Cela serait le cas avec les méta-modèles basés sur le krigeage dont la variance prédictive varie dans l'espace paramétrique. Mais ici, la variance prédictive des R_n est constante, cela rend cette méthode moins pertinente.

Pour réaliser une optimisation avec la méthode PAREBRO nous avons fait le postulat d'une erreur de prédiction constante des R_n valant la RMSE vue §3.4.2.2. La *Figure 77* permet de voir les résultats d'une optimisation multi-objectifs réalisée avec VIZIR en utilisant la méthode

PAREBRO. Comme pour l'optimisation vue au paragraphe précédent la convergence de l'algorithme génétique est testée avec 5 000, 25 000 et 50 000 individus par génération. Là encore l'algorithme converge à partir de 25 000 individus.

Le résultat de l'optimisation avec la méthode PAREBRO est présenté *Figure 77*. Le front de Pareto est moins bien convergé avec cette méthode qu'avec une optimisation « classique ». Cela est nettement visible sur les fronts de Pareto bi-critères portant sur la vidange. La méthode PAREBRO permet d'obtenir plus facilement des individus non dominés, le critère de convergence de l'algorithme d'optimisation est donc plus facile à atteindre.

Cependant cette méthode présente les avantages suivants :

- Il est possible de voir quels impacts ont les incertitudes des méta modèles sur l'optimisation. On peut immédiatement voir si les gains vis-à-vis du concept de référence sont dans l'incertitude de prédiction du méta-modèle ou s'ils sont en dehors. *Figure 77* on voit qu'il existe des configurations de réacteur plus performantes que le cœur de référence, et ce malgré l'incertitude liée à la prédiction des R_n ;
- Le front de Pareto recouvert par l'optimisation PAREBRO (en vert *Figure 77*) est plus vaste que le front de Pareto de l'optimisation sans PAREBRO (en marron) ;
- Le temps nécessaire pour réaliser une telle optimisation est fortement réduit (car le critère de convergence est alors plus facile à atteindre). Une optimisation de 25 000 individus nécessite 3 826 231 évaluations et 3h55 de calcul. Soit une accélération d'un facteur 2.75 par rapport à l'optimisation « classique ».

L'optimisation avec la méthode PAREBRO peut être utilisée comme méthode d'accélération de l'algorithme génétique. Là encore l'enjeu serait de trouver le bon compromis entre accélération de l'algorithme et la convergence du front de Pareto.

Mis à part les avantages/inconvénients vus précédemment, les résultats de l'optimisation avec la méthode PAREBRO sont équivalents à ceux d'une optimisation classique.

3.4.4.3. BILAN DES MÉTHODES D'OPTIMISATION MULTI-OBJECTIFS

La méthode PAREBRO a été testée, le front de Pareto de l'optimisation réalisée sans cette méthode est mieux convergé. L'optimisation via la méthode PAREBRO, combinée au krigeage, permettrait de réaliser des exercices où les individus les mieux prédits par les méta-modèles seraient préférentiellement sélectionnés lors de l'optimisation. Ce raffinement de l'optimisation est un axe d'amélioration futur.

Dans les paragraphes suivants, ce sont les résultats issus de la méthode classique qui seront analysés. En effet, ils possèdent les fronts de Pareto les mieux convergés.

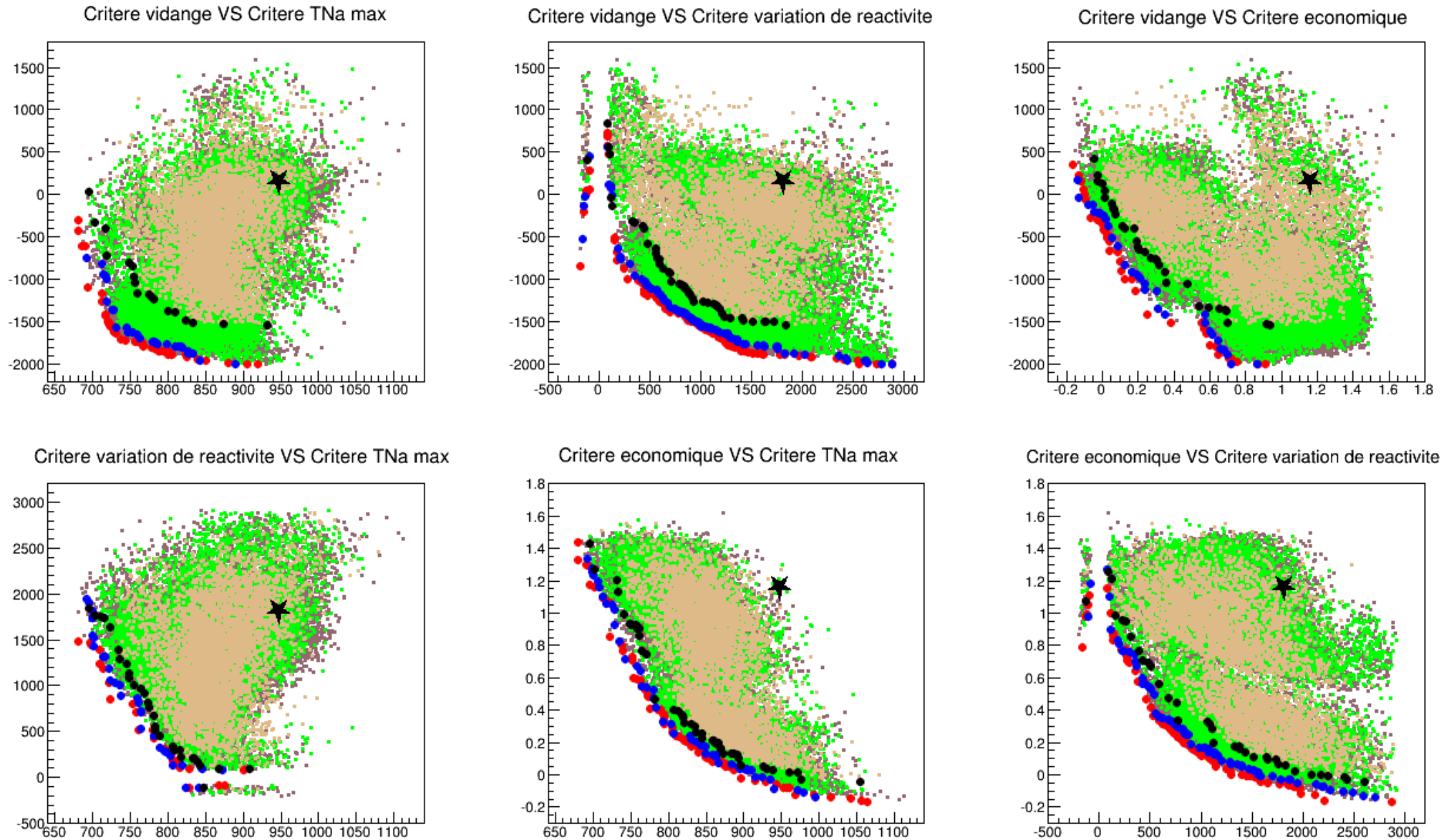


FIGURE 76 : ANALYSE DE LA CONVERGENCE DE L'ALGORITHME GÉNÉTIQUE. L'ÉTOILE REPRÉSENTE LE CŒUR DE RÉFÉRENCE.
 EN MARRON OPTIMISATION AVEC 50 000 INDIVIDUS, EN ROUGE SES FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES.
 EN VERT OPTIMISATION AVEC 25 000 INDIVIDUS, EN BLEU SES FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES.
 EN BEIGE OPTIMISATION AVEC 5 000 INDIVIDUS, EN NOIR SES FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES.

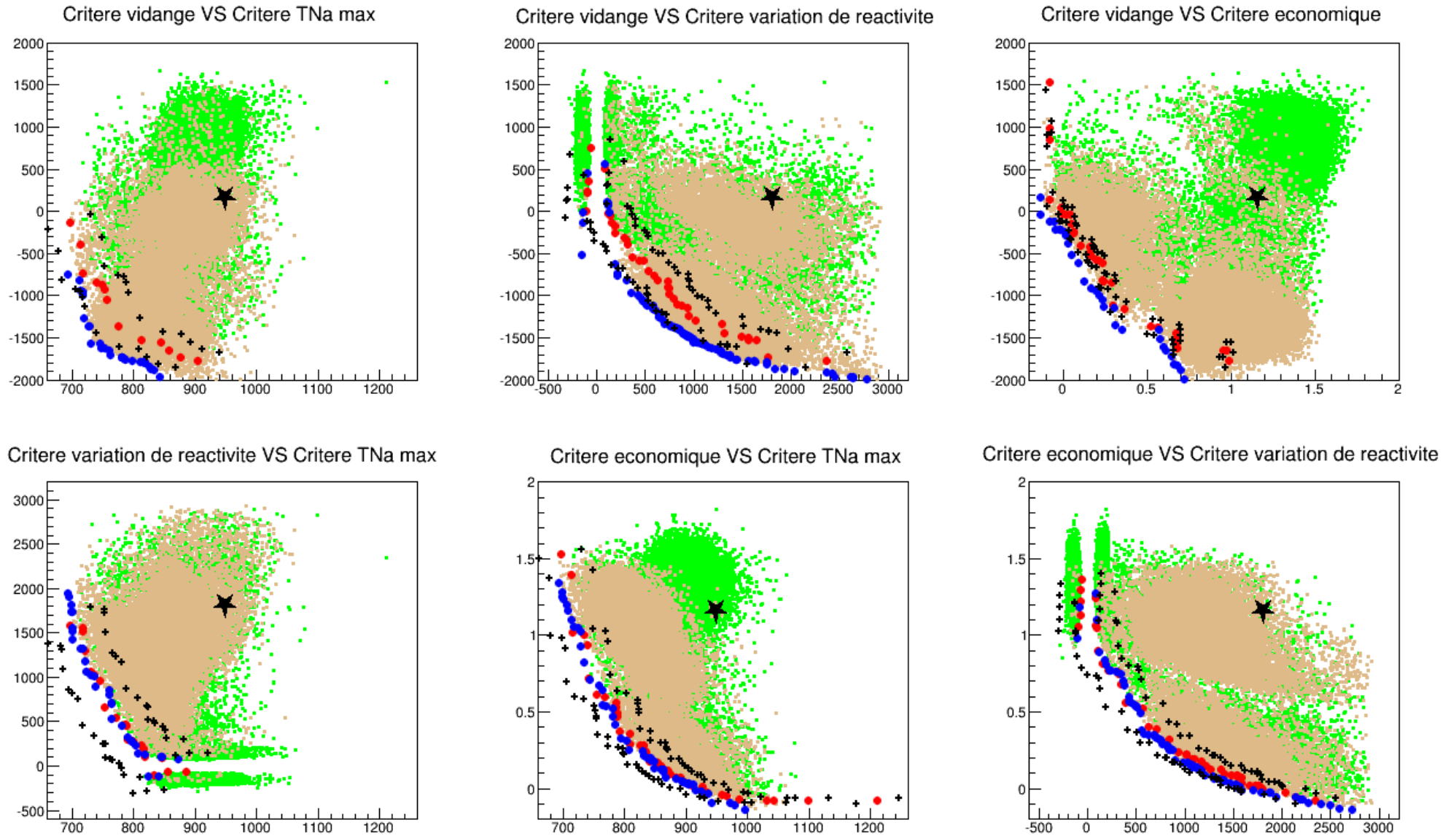


FIGURE 77 : RÉSULTATS DE L'OPTIMISATION PAR LA MÉTHODE PAREBRO (VUE EN §3.2.2.1.) AVEC 25 000 INDIVIDUS : FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES. L'ÉTOILE REPRÉSENTE LE CŒUR DE RÉFÉRENCE. EN VERT L'OPTIMISATION PAREBRO, EN ROUGE SON FRONT DE PARETO BI-CRITÈRE. EN NOIR LE FLOU SUR SON FRONT DE PARETO EN MARRON L'OPTIMISATION SANS PAREBRO. EN BLEU SON FRONT DE PARETO BI-CRITÈRE. POUR RÉALISER UNE OPTIMISATION AVEC LA MÉTHODE PAREBRO NOUS AVONS FAIT LE POSTULAT D'UNE ERREUR DE PRÉDICTION CONSTANTE DES RN VALANT LA RMSE VUE §3.4.2.2.

3.4.5. ANALYSE GÉNÉRALE DES RÉSULTATS DE L'OPTIMISATION

3.4.5.1. FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES ET PERFORMANCES DU CŒUR DE RÉFÉRENCE

La Figure 79 illustre les résultats de l'optimisation (résultats issus des prédictions des réseaux, population de 25 000 individus §3.4.4.1.). On peut constater que de nombreuses configurations présentent des performances potentiellement supérieures au cœur de référence (représenté par une étoile Figure 79). On parle de performances supérieures pour des individus dont les 4 critères sont simultanément plus performants que ceux du cœur de référence. De plus, les enseignements suivants peuvent être tirés de ces premiers résultats :

- Quelle que soit la combinaison étudiée, les critères sont antagonistes. Cette 1^{ère} analyse sera pondérée par l'analyse des corrélations §3.4.5.3. qui montrera qu'il est possible, dans une certaine mesure, d'améliorer simultanément les critères portant sur la vidange, la variation de réactivité et la température $T_{Na\ max}$ en dégradant uniquement le critère économique (ou vice versa) ;
- Quel que soit la coupe, le front de Pareto (Figure 79) est morcelé en deux sous parties. Cela est particulièrement visible sur le front de Pareto bi-critères entre le critère économique et le critère sur la variation de réactivité sur un cycle. Ce phénomène sera amplement détaillé ;
- Le critère sur la variation de réactivité sur un cycle étant égal à $|variation\ de\ réactivité\ cycle| + 3\ \sigma\ d'incertitudes\ dues\ aux\ données\ nucléaires$, les fronts de Pareto bi-critères sur ce critère sont de la forme décrite par la Figure 78.

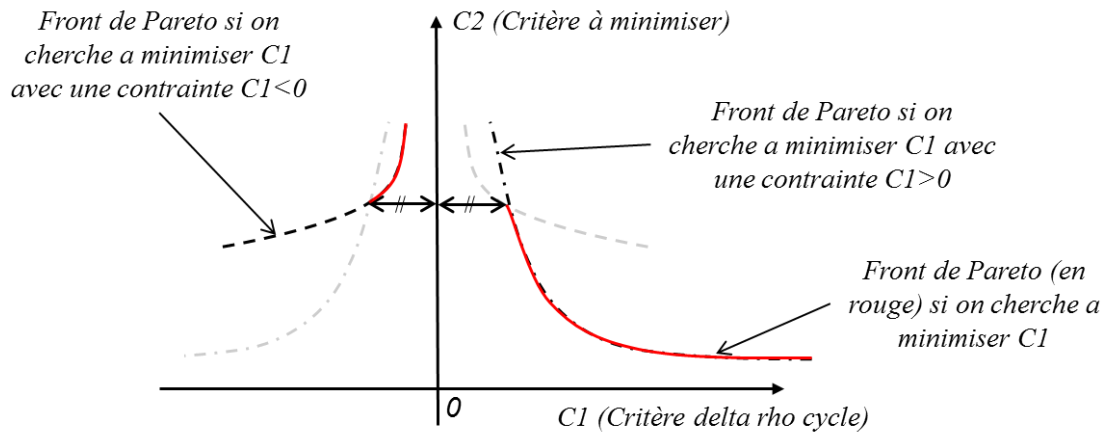


FIGURE 78 : FRONT DE PARETO ENTRE LE CRITÈRE SUR LE DELTA RHO CYCLE ET UN AUTRE CRITÈRE

Les gains de performance vis-à-vis du cœur de référence peuvent provenir :

- Du nombre de degrés de liberté plus élevés que ceux utilisés par les concepteurs. Cela nous permet d'accéder à un espace proposant des solutions plus performantes ;
- D'une non-prise en compte de certaines contraintes (ou leur prise en compte de manière plus laxiste que les concepteurs). Cela permet d'optimiser les réacteurs en les dégradant sur un critère non considéré ici. L'exercice d'optimisation est conçu pour éviter cet écueil, mais vu la complexité du problème une telle situation ne peut être exclue.

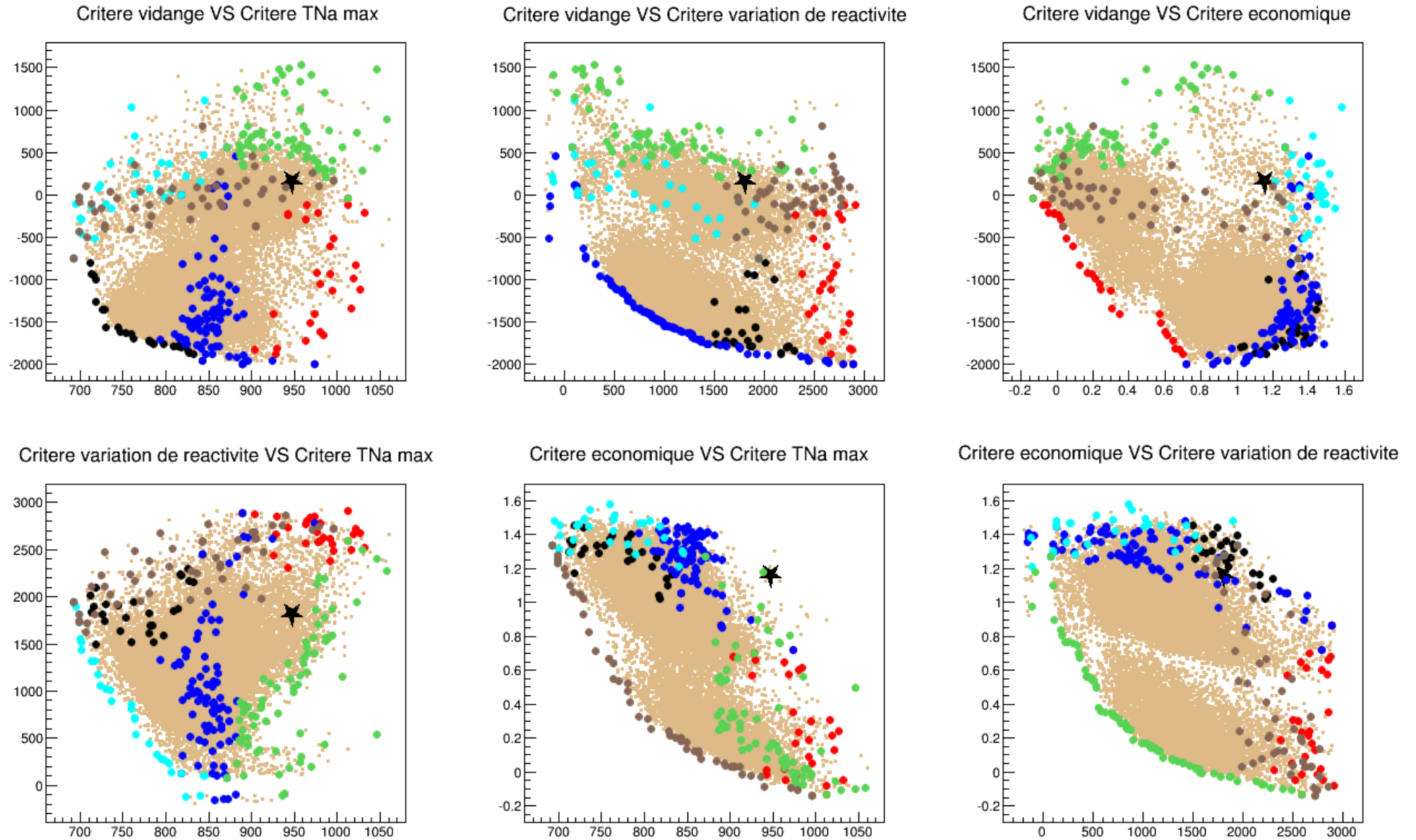


FIGURE 79 : RÉSULTATS DE L'OPTIMISATION : FRONTS DE PARETO BI-CRITÈRES. L'ÉTOILE REPRÉSENTE LE CŒUR DE RÉFÉRENCE. EN BEIGE LE FRONTS DE PARETO. EN NOIR EST TRACÉ LE FRONT DE PARETO (FP) BI-CRITÈRE ENTRE LES CRITÈRES SUR LA VIDANGE ET LA $T_{Na\text{ max}}$. EN BLEU FONCÉ LE FP ENTRE LES CRITÈRES SUR LA VIDANGE ET SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ. EN ROUGE LE FP ENTRE LES CRITÈRES SUR LA VIDANGE ET L'ÉCONOMIQUE. EN BLEU CLAIR LE FP ENTRE LES CRITÈRES SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ ET LA $T_{Na\text{ max}}$. EN MARRON LE FP ENTRE LES CRITÈRES ÉCONOMIQUE ET LE CRITÈRE SUR $T_{Na\text{ max}}$. ET ENFIN EN VERT FONCÉ LE FP ENTRE LES CRITÈRES ÉCONOMIQUE ET LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ.

Paramètres		Plage du PE	Cœur de référence	Plage optimale	Pic de densité de répartition
Nombre de couronnes d'assemblages de combustible externe		1, 2 ou 3	2	1 ou 2	Pic principal pour 2 couronnes, pic secondaire pour 1 couronne
Nombre de couronnes d'assemblages de combustible tampon		1, 2 ou 3	X	2 ou 3	Optimum principal pour 2 couronnes, pic secondaire pour 3 couronnes
Nombre de couronnes d'aiguilles		entre 7 et 10	8	entre 7 et 8	Pic principal pour 8 couronnes, pic secondaire pour 7 couronnes
Hauteur de la couverture axiale inférieure (en mm)		10 - 350	300	entre 10 et 100	Pic principal à 30, pic secondaire à 65
Hauteur du plénum de sodium (en mm)		10 - 350	300	entre 10 et 275	Pic à 190
Diamètre extérieur de la pastille de combustible (en mm)		6.5 - 10.5	Données confidentielles Teneur moyenne 21.6	entre 8 et 10	Pic à 9,4
Taux de remplissage		0.82 - 0.86		entre 0,845 et 0,857	Pic à 0,848
Critère SYFRA		0.1 - 0.25		entre 0,1 et 0,115	Pic à 0,1025
Hauteur d'une zone d'assemblage combustible (en mm) :					
interne	bas	200 - 400	800 (bas + mid + haut) mid = 200	entre 200 et 250	Pic à 220
	mid	200 - 400		entre 200 et 260	Pic principale 220, pic secondaire à 240
	haut	200 - 400		entre 200 et 240	Pic à 205
tampon	bas	200 - 400	X	entre 250 et 350	Pic à 305
	mid	200 - 400	X	entre 200 et 380	Pic principal à 350, pic secondaire à 230
	haut	200 - 400	X	entre 200 et 380	Pic à 340
externe	bas	200 - 400	900 (bas + mid + haut)	200 / 220 et 285 / 340	Pic principal à 205, pic secondaire à 315
	mid	200 - 400		200 / 220 et 290 / 340	Pic principal à 202, pic secondaire à 385
	haut	200 - 400		entre 200 et 400	Pic à 305
Teneur plutonium d'une zone d'assemblage combustible (en % volumique) :					
interne	bas	10 - 30	Données confidentielles Teneur moyenne 21.6	entre 13 et 18	Pic à 15
	mid	10 - 30		entre 10,5 et 15,5	Pic à 11,8
	haut	10 - 30		entre 16 et 21,5	Pic à 18,7
tampon	bas	10 - 30		entre 10 et 18	Pic principal à 11,5, pic secondaire à 15,3
	mid	10 - 30		entre 13 et 20	Pic à 16,6
	haut	10 - 30		entre 18 et 24	Pic à 20,3
externe	bas	10 - 30		entre 8 et 17	Pic principal à 11,6, pic secondaire à 14,7
	mid	10 - 30		entre 15 et 22	Pic à 17,5
	haut	10 - 30		entre 17 et 14	Pic à 19

TABLEAU 40: RÉPARTITION STATISTIQUE DES VARIABLES DANS LA ZONE DE PARETO. EN BLEU LES VARIABLES POSSÉDANT UN UNIQUE OPTIMUM. EN COMPLÉMENT L'ANNEXE 9 PERMET DE VISUALISER LA RÉPARTITION STATISTIQUE DES PARAMÈTRES (DONNÉE DU CŒUR DE RÉFÉRENCE PROVENANT DE [CDMV13])

Comme nous allons le détailler, les gains vis-à-vis du cœur de référence proviennent, en partie, de la possibilité donnée à l'algorithme d'optimiser le cœur en disposant de **9 zones de hauteurs et de teneurs plutonium variables**. De plus les résultats d'optimisation retrouvent et exploitent certains des axes de conception choisis pour le cœur de référence. À savoir :

- L'utilisation de grosses aiguilles pour diminuer les pertes de charge thermohydrauliques. Cela améliore le comportement du cœur durant les transitoires accidentels de type ULOF ;
- La présence d'un plénum sodium pour améliorer l'effet de vidange du cœur ;

3.4.5.2. ANALYSE DE LA ZONE DE PARETO

Avant d'étudier spécifiquement les combinaisons de paramètres qui permettent d'optimiser les cœurs, nous allons étudier les propriétés de l'espace paramétrique optimal : la zone de Pareto (présenté §3.2.1.). Le *Tableau 40* résume les bornes des différents paramètres de l'optimisation et les bornes de la zone de Pareto. En complément l'*Annexe 9* permet de visualiser la répartition statistique des paramètres décrite par le *Tableau 40*.

La répartition statistique des paramètres dans la zone de Pareto montre deux catégories de paramètres :

- Les paramètres possédant un unique pic de densité de répartition (généralement marqué). C'est le cas, par exemple, de la hauteur du plénum sodium qui possède un pic à 190 mm (voir *Figure 80*) ;
- Les paramètres possédant deux pics de densité de répartition (avec un pic principal fort et un pic secondaire plus faible). C'est par exemple le cas de la hauteur du tampon mid qui possède un 1^{er} pic à 350 et un second à 230 (voir *Figure 80*).

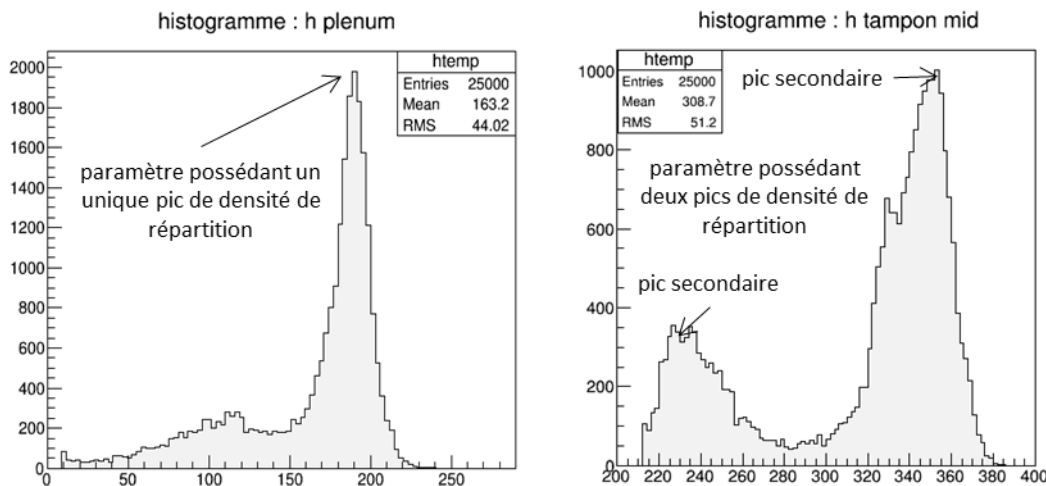


FIGURE 80 : HISTOGRAMME DE LA HAUTEUR DU PLENUM ET DE LA HAUTEUR DU TAMPON MID DANS LA ZONE DE PARETO

Parmi les paramètres possédant un unique pic de densité de répartition on trouve

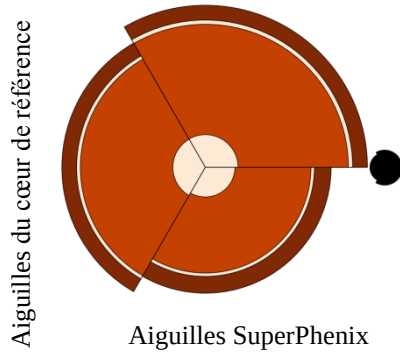
- La taille du plénum : 190 cm semble être le meilleur compromis entre compacité et effet de vidange ;
- Une géométrie type de l'aiguille, présente *Figure 81*. Par rapport au cœur de référence, l'algorithme tend à légèrement augmenter :
 - Le diamètre du combustible. Cela augmente légèrement le diamètre de l'aiguille et permet une réduction des pertes de charge thermohydrauliques. Le taux de remplissage est lui aussi légèrement augmenté ce qui tend à augmenter la quantité de combustible (en diminuant le

diamètre du trou central), et permet d'améliorer la compacité du cœur. En contrepartie, augmenter le diamètre du combustible et son taux de remplissage tend à augmenter la température du combustible au cœur de l'aiguille. Comme nous le verrons par la suite, l'algorithme aplanit la nappe de puissance, cela permet de dégager des marges sur la température maximale du combustible ;

- Le diamètre du fil espaceur (en augmentant le critère SYFRA), cela permet une réduction des pertes de charge thermohydrauliques. En contrepartie, la fraction de sodium se trouve augmentée ce qui dégrade l'effet de vidange du cœur. Mais comme nous l'avons déjà vu lors de l'AS en §3.4.3.2. , pour améliorer les effets de vidange il est plus efficace de modifier les géométries que de modifier la fraction de sodium du cœur.

La conception type de l'aiguille issue de la zone de Pareto est proche d'une aiguille du CFV, et ce malgré le fait que l'optimisation bénéficie d'un vaste espace de possibilités.

Aiguilles type de la zone de Pareto



	Aiguilles Super-Phenix	Cœur de référence	Aiguilles type du front de Pareto
Diamètre aiguille :	≈8	≈10	10.65
Diamètre fil			Entre 1.0 et 1,15
Diamètre combustible	Données confidentielles		9,4
Diamètres du trou central			2.25
Taux de remplissage			0,848

FIGURE 81 : GÉOMÉTRIE TYPE DES AIGUILLES DE LA ZONE DE PARETO

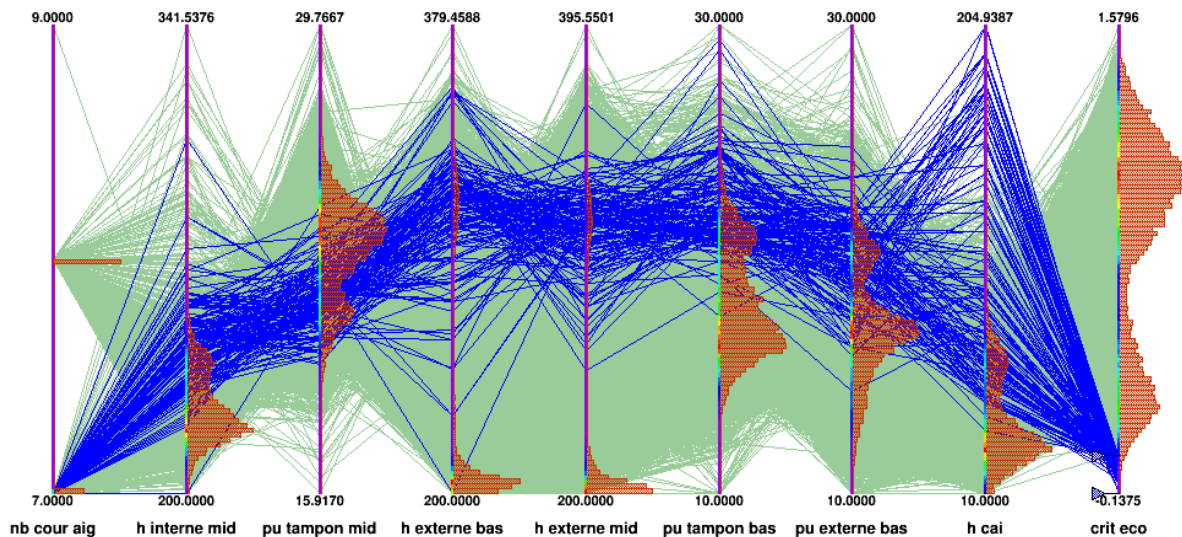


FIGURE 82 : COBWEB, LE FONCTIONNEMENT DE CETTE VISUALISATION EST PRÉSENTÉE ANNEXE 3. VISUALISATION DU LIEN ENTRE LES PARAMÈTRES AVEC UN OPTIMUM SECONDAIRE ET LES CŒURS POSSÉDANT UN EXCELLENT CRITÈRE ÉCONOMIQUE.

La Figure 82 permet de constater que les optimums secondaires des différents paramètres aboutissent à des cœurs performants vis-à-vis du critère économique (avec une exception pour le nombre de couronnes d'assemblages dans le cœur tampon et le cœur externe qui sera analysé dans un second temps). Cette division de la zone de Pareto est aussi cohérente avec l'analyse de la répartition statistique des critères, illustrée par la Figure 83. On constate un antagonisme marqué entre le critère portant sur la vidange et le critère économique. Cet antagonisme se traduit par deux voix technologiques d'optimisation :

- Les cœurs compacts, en optimisant prioritairement le critère économique, dont le design type est présenté §3.4.6.1. ;
- Les cœurs pour des gains accrus de sûreté (au détriment du critère économique) dont le design type est présenté §3.4.6.2. ;

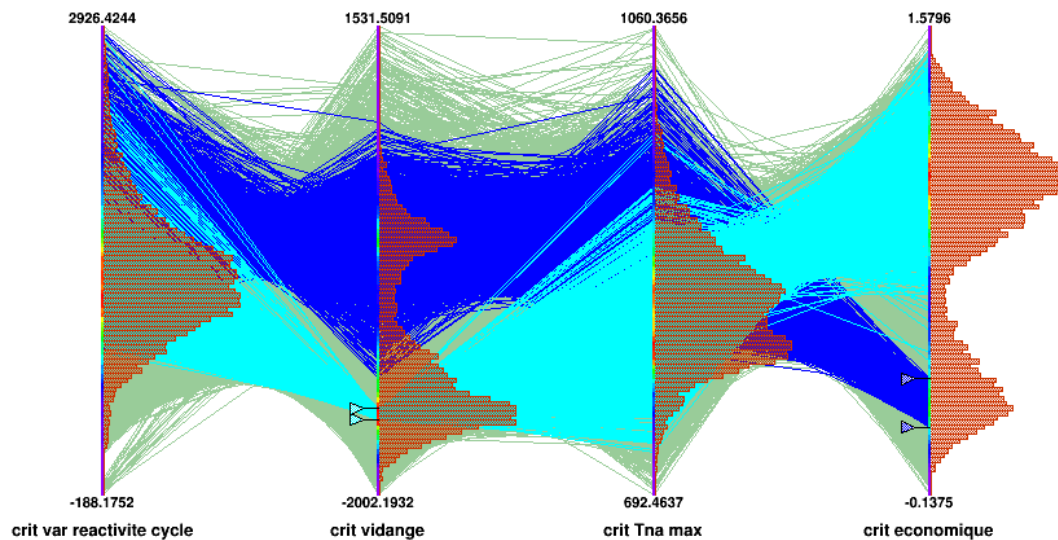


FIGURE 83 : COBWEB, LE FONCTIONNEMENT DE CETTE VISUALISATION EST PRÉSENTÉE ANNEXE 3. RÉPARTITION STATISTIQUE DES CRITÈRES SUR LE FRONT DE PARETO.

ON PEUT CONSTATER QUE LES CŒURS PERFORMANTS SUR LE CRITÈRE PORTANT SUR LA VIDANGE (CŒUR EN BLEU CLAIR) PEUVENT AUSSI ÊTRE PERFORMANTS SUR LE CRITÈRE PORTANT SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ ET LA T_{NA_MAX} . ILS SONT CEPENDANT MÉDIOCRES SUR LE CRITÈRE ÉCONOMIQUE. L'INVERSE EST AUSSI VRAI (CŒUR EN BLEU FONCE).

3.4.5.3. ANALYSE DES CORRÉLATIONS ENTRE LES VARIABLES DU FRONT DE PARETO

L'étude de la matrice de corrélation, méthode présentée 2.3.3. , entre les 25 000 individus optimaux permet de déterminer la corrélation entre les différentes variables de l'optimisation, c'est un complément de l'analyse de sensibilité réalisée précédemment. C'est un outil puissant pour analyser et comprendre les résultats de l'optimisation. Si la corrélation entre A et B est positive : augmenter A, augmente (en moyenne) B. Si la corrélation est négative : augmenter A, diminue (en moyenne) B. **Attention : une corrélation nulle entre deux variables peut traduire une non-influence de A sur B ou une non-linéarité de l'influence de A sur B.**

3.4.5.3.1. Analyse des corrélations entre les critères et paramètres de l'optimisation

En théorie, le front de Pareto peut avoir des propriétés différentes de celle de l'espace d'optimisation. Mais dans cette application, on retrouve dans le front de Pareto les grands axes d'amélioration déjà obtenus par l'analyse de sensibilité. L'Annexe 14 présente l'intégralité de la matrice des corrélations

empiriques calculées à partir des solutions Pareto optimales. Vu la dimension de la matrice, l'analyse suivante se concentre uniquement sur les plus fortes corrélations entre les critères et les paramètres. Dans notre cas améliorer un critère revient à le diminuer (l'optimisation cherche à les minimiser). Il peut être relevé que :

- Il n'y a pas de corrélation notable entre le critère sur la variation de réactivité et les autres paramètres. Il ne faut pas interpréter ce faible niveau de corrélation comme une dé-corrélation du critère sur la variation de réactivité avec les paramètres et critères de l'optimisation. En réalité les effets d'interaction entre les paramètres et le delta rho cycle sont complexes et non linéaires ;
- Il existe une anti-corrélation marquée (-0.72) entre le diamètre du combustible et le critère sur la température $T_{Na\ max}$ (comme vu précédemment augmenter le diamètre du combustible diminue la $T_{Na\ max}$) ;
- Le critère sur la vidange est fortement corrélé à la hauteur externe mid et bas (0.91 et 0.84). Augmenter la hauteur de ces zones déporte le flux vers le bas du cœur et dégrade la vidange. De plus ce critère est fortement anti-corrélé à la hauteur plénum et la hauteur tampon mid (-0.82 et -0.8). Augmenter ces hauteurs diminue l'effet de vidange ;
- Le critère économique est corrélé au nombre de couronnes d'aiguilles (0,90) et au diamètre du combustible (0,86), qui dimensionnent le diamètre du cœur. Il est aussi corrélé aux hauteurs du cœur tampon mid et externe bas. Comme nous allons le voir, jouer sur ces deux hauteurs permet de passer des concepts optimaux pour la performance économique à des optimaux vis-à-vis de la sûreté ;

Dans le front de Pareto, augmenter :

- Le nombre de couronnes tampon revient à améliorer l'effet de vidange du cœur (corrélation de 0.8, voir *Annexe 14*) mais dégrade le critère économique en augmentant le volume du cœur (corrélation de -0.7, voir *Annexe 14*). Cet effet joue aussi sur les fuites et modifie légèrement la variation de réactivité sur un cycle. Mais cette corrélation est faible (corrélation de -0.1, *Annexe 14*) ;
- Le nombre de couronnes externe revient à améliorer le coefficient de vidange du cœur. Dans le front de Pareto, la teneur en plutonium en haut du cœur externe est légèrement plus forte que celle du haut du cœur interne. Ajouter une couronne d'assemblages dans le cœur externe permet :
 - D'amplifier la remontée du flux vers le haut de cœur ;
 - D'augmenter le flux en périphérie de cœur ;
 Cela améliore le critère vidange, mais dégrade légèrement le critère portant sur la variation de réactivité cycle.

3.4.5.3.2. Analyse des corrélations entre les critères de l'optimisation

La *Figure 84* présente les corrélations entre les différents critères. Il ressort :

- Que le critère sur la variation de réactivité est le moins corrélé aux autres critères ;
- On a une anti-corrélation entre le critère économique et les trois autres critères. L'anti-corrélation indique que dans l'espace des solutions optimales améliorer le critère économique dégrade fortement les autres critères (et vice versa). Celle-ci est particulièrement marquée entre :
 - Le critère économique et le critère vidange (-0.73). En effet, augmenter la taille du plénum de sodium dégrade le critère économique, mais améliore la vidange. On peut constater une forte anti-corrélation entre la hauteur du plénum et la vidange (-0,82) ainsi qu'une forte corrélation (0,80) entre critère économique et hauteur du plénum ;

- Le critère économique et le critère sur la température $T_{Na\ max}$ (-0.74). En effet, augmenter le volume du cœur (ce qui équivaut à diminuer la puissance volumique) est un excellent moyen pour améliorer le critère relatif à la température $T_{Na\ max}$, mais dégrade le critère économique.
- Qu'il existe des corrélations légèrement positives entre le critère sur la température $T_{Na\ max}$ et le critère vidange (0.45) ainsi qu'entre le critère sur la température $T_{Na\ max}$ et le critère delta rho cycle (0.29). Cela montre qu'il est généralement possible d'améliorer ces trois critères simultanément. Par exemple améliorer le coefficient de vidange du cœur améliore les contre-réactions neutroniques (tout particulièrement, augmente la contre-réaction liée à «la dilatation sodium plus la dilatation radiale aiguille & boîtier », présenté §1.4.2.2.) lors de l'ULOF, diminuant ainsi la $T_{Na\ max}$.

	Critère variation de réactivité cycle	Critère vidange	Critère $T_{Na\ max}$	Critère économique
Critère variation de réactivité cycle	1	-0,05	0,29	-0,45
Critère vidange	-0,05	1	0,45	-0,73
Critère $T_{Na\ max}$	0,29	0,45	1	-0,74
Critère économique	-0,45	-0,73	-0,74	1

FIGURE 84 : MATRICE DE CORRÉLATION ENTRE LES DIFFÉRENTS CRITÈRES DE L'OPTIMISATION (DU FRONT DE PARETO)

3.4.5.3.3. Bilan de l'analyse générale des résultats de l'optimisation

L'analyse des corrélations confirme l'existence de deux zones dans le front de Pareto, à savoir une zone avec des cœurs à performance économique accrue versus des cœurs à haute performance vis-à-vis de la sûreté. Ces deux catégories vont être détaillées.

3.4.6. CATÉGORIES DE CŒURS OPTIMAUX

Les réacteurs présentés ci-dessous ne sont pas des individus issus de l'optimisation, mais représentent un individu moyen issu de l'optimisation. Les paramètres du concept performant vis-à-vis de la sûreté reposent sur l'ensemble des pics de densité de répartition décrits §3.4.5.2. , le concept performant sur le critère économique repose sur l'ensemble des pics secondaires. Ces deux concepts possèdent la même géométrie d'aiguille que celle décrite Figure 81.

3.4.6.1. LES CŒURS PERFORMANTS VIS-À-VIS DU CRITÈRE ÉCONOMIQUE

Avec le choix des paramètres actuels, pour améliorer le critère économique l'algorithme cherche prioritairement à diminuer le volume du cœur. Pour ce faire, il va tout d'abord diminuer le nombre de couronnes d'aiguilles par assemblage (très forte corrélation entre le critère économique et ce paramètre §3.4.5.3.) ce qui diminue le diamètre du réacteur. Pour rappel, le nombre total de couronnes d'assemblages combustible est constant. Par conséquent diminuer le nombre d'aiguilles par assemblage (tous les autres paramètres restant constants) entraîne mécaniquement une diminution du diamètre du cœur.

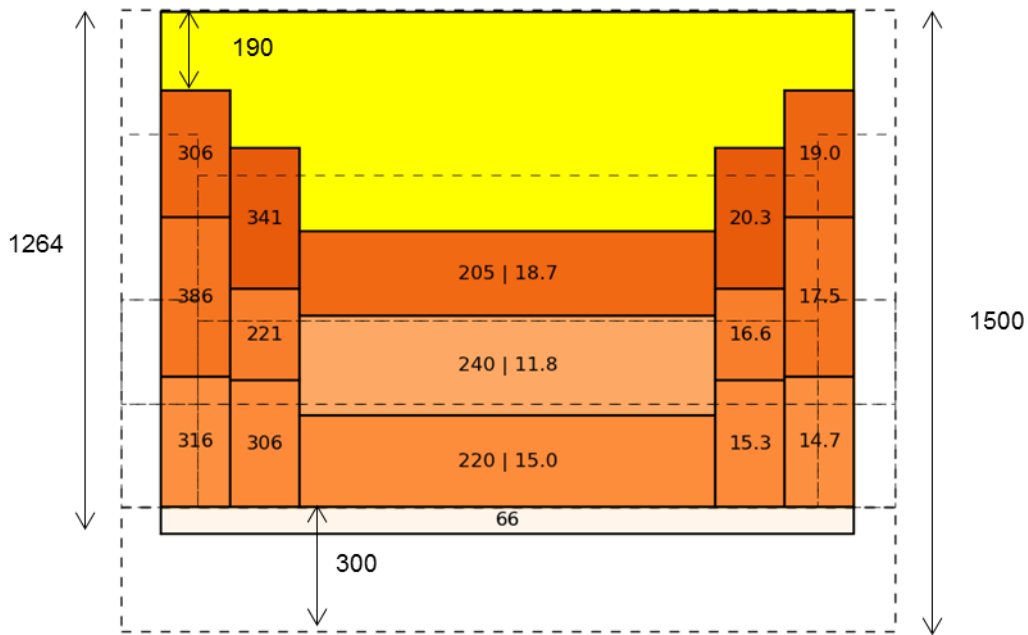


FIGURE 85 : CŒUR TYPE ISSU DU FRONT DE PARETO. VISUALISATION RZ DES CŒURS À HAUTES PERFORMANCES SUR LE CRITÈRE ÉCONOMIQUE. LES CHIFFRES À GAUCHE INDIQUENT LES HAUTEURS DES DIFFÉRENTES ZONES, À DROITE ON PEUT LIRE LES TENEURS EN PLUTONIUM DES DIFFÉRENTES ZONES. LES POINTILLÉS REPRÉSENTENT LE CŒUR DE RÉFÉRENCE.

Dans le même temps, l'algorithme va chercher à améliorer la répartition du flux (via les différentes zones de teneur en plutonium) et la géométrie du cœur pour minimiser les fuites en condition nominale. Cela permet de réduire l'inventaire plutonium du cœur. Mais :

- Réduire les fuites tend à dégrader :
 - L'effet de vidange du cœur ;
 - Les contre-réactions neutroniques. Cela augmente la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF.
- Réduire l'inventaire en plutonium du cœur rend plus difficile le maintien d'une faible variation de réactivité durant le cycle ;
- Rendre compact le cœur augmente sa densité moyenne de puissance. Cela augmente la température moyenne du combustible (ce qui a un impact défavorable sur la contre-réaction Doppler durant un transitoire ULOF). La température du combustible au point chaud peut devenir trop élevée.

L'algorithme nous propose l'ensemble des compromis possibles entre la performance économique et les trois autres critères reliés à la sûreté. La Figure 85 présente un concept type d'un cœur performant économiquement.

Que le réacteur soit performant sur le critère économique ou offre des gains accrus en sûreté, la hauteur de la CAI est réglée pour respecter la contrainte sur le GR. Cela aboutit à des cœurs possédant une hauteur de CAI faible, pour améliorer la compétitive économique, avec des GR proches de la borne minimale de la contrainte (i.e. -0.1). Ce choix de l'algorithme est logique, nous aboutissons à des cœurs possédant quasi systématiquement un GR plus faible que celui du cœur de référence.

3.4.6.2. LES CŒURS PERFORMANT VIS-À-VIS DE LA SÛRETÉ ET DESCRIPTION DE L'EFFET « BUNNY CORE »

Les cœurs performants vis-à-vis de la sûreté ont les mêmes aiguilles (décrite *Figure 81*) que les cœurs performants économiquement. Les différentes hauteurs et teneurs en plutonium sont quasiment similaires, les modifications suivantes permettent de passer d'un concept à l'autre :

1. On ajoute une couronne d'aiguilles de combustible. Cette modification augmente significativement le diamètre du cœur et son inventaire en plutonium. Cela permet de dégager des marges sur la variation de réactivité durant un cycle.
2. On peut alors réinvestir les marges de l'étape 1 pour augmenter les fuites lors de la vidange en créant un effet « **Bunny core** » (voir *Figure 86*) en modifiant :
 - a. Les hauteurs mid du tampon et mid et bas du cœur externe. Ces excroissances augmentent le rapport surface sur volume, ce qui réduit la corde moyenne du cœur (i.e. la distance moyenne entre le point d'entrée et de sortie d'un neutron traversant le réacteur) ;
 - b. Les teneurs en plutonium dans les zones en bas du cœur tampon et externe pour globalement redistribuer le flux vers le haut du cœur (voir *Figure 86* & *Figure 87*).

L'effet « **Bunny core** » peut être vu comme une amplification de l'effet diabolos présenté §1.5. Le résultat d'une telle modification consiste en une augmentation des fuites neutroniques lors d'une augmentation de la température du plénum.

Rappel : combiner un flux fort en haut de cœur avec un plénum sodium améliore l'effet de vidange, mais augmente aussi les fuites en situation nominale. C'est pourquoi les cœurs possédant un effet de vidange fortement négatif subissent une forte variation de réactivité durant le cycle.

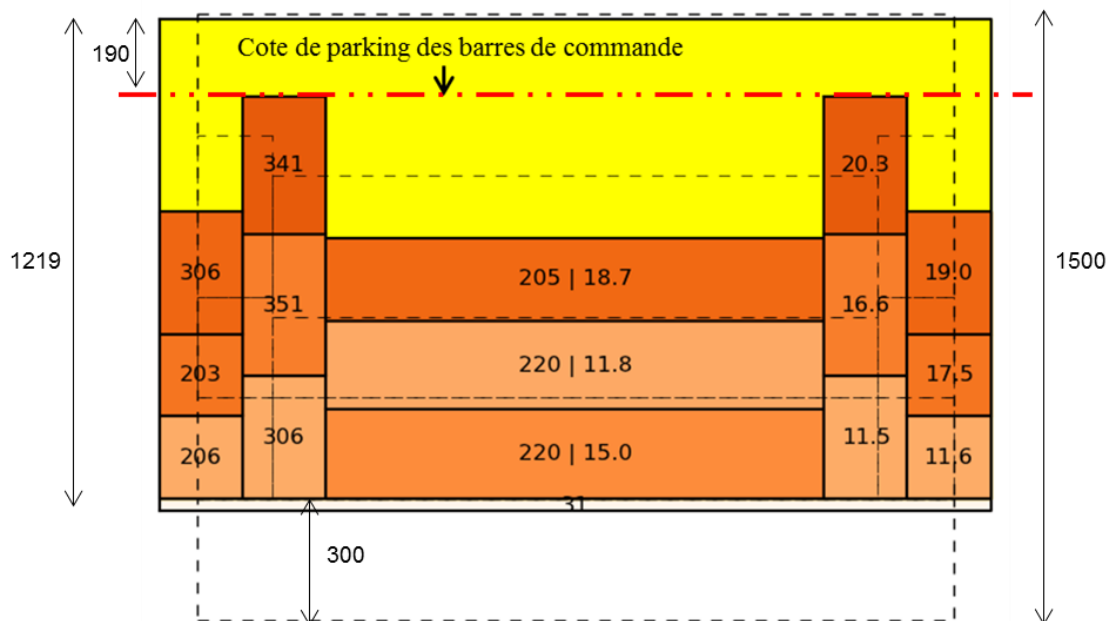


FIGURE 86 : CŒUR TYPE ISSU DU FRONT DE PARETO. VISUALISATION RZ DES CŒURS COMBINANT DES HAUTES PERFORMANCES SUR LES CRITÈRES PORTANT SUR LA VIDANGE, LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ CYCLE ET LA $T_{Na \text{ MAX}}$. LES CHIFFRES À GAUCHE INDIQUENT LES HAUTEURS DES DIFFÉRENTES ZONES, À DROITE ON PEUT LIRE LES TENEURS EN PLUTONIUM DES DIFFÉRENTES ZONES. LES POINTILLÉS REPRÉSENTENT LE CŒUR DE RÉFÉRENCE.

Les barres de commande sont placées à l'interface entre le combustible le plus haut et le plénum (voir *Figure 86*). L'effet « **Bunny core** » éloigne les barres de commande du cœur, ce qui diminue le coefficient d'insertion par dilatation différentiel des barres de commande. Comme vu §2.6.3.1. ce coefficient influence le transitoire ULOF : le diminuer dégrade la température $T_{Na \text{ max}}$. Dans un même

temps, l'incertitude sur ce coefficient (« l'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande » notée Δ_{IBC}) est aussi diminuée. L'effet « Bunny core » optimal est un compromis entre :

- L'effet de vidange, qui est amélioré par un fort effet « Bunny core » ;
- La variation de réactivité sur un cycle, qui est dégradée par un fort effet « Bunny core » ;
- Le critère $T_{Na\ max}$, lui-même compromis entre :
 - La température $T_{Na\ max}$: en effet le passage du transitoire ULOF est facilité par un coefficient d'insertion différentielle des barres de commande fort et un coefficient de dilatation sodium faible. Donc, un fort effet « Bunny core » dégrade le coefficient d'insertion différentielle des barres de commande (ce qui tend à augmenter la $T_{Na\ max}$) mais rend le coefficient de dilatation sodium plus favorable au passage du transitoire (ce qui tend à diminuer la $T_{Na\ max}$).
 - L'impact du Δ_{IBC} qui est d'autant plus faible que le coefficient d'insertion différentielle des barres de commande est faible. Coefficient amélioré par un fort effet « Bunny core ».

Usuellement les barres de commande sont disposées pour diminuer les points chauds. Il est intéressant de noter que lors du processus d'optimisation la démarche est inversée. Les barres de commande étant déjà placées, le choix des géométries et des teneurs en plutonium est réalisé pour optimiser la nappe de puissance. L'optimum ainsi obtenu est fonction de la disposition initiale des barres de commande.

3.4.6.3. BILAN SUR LES PERFORMANCES GÉNÉRALES DES CŒURS

D'une manière générale les cœurs performants sur le critère économique sont compacts et minimisent la quantité de combustible, mais possèdent une densité de puissance élevée, ce qui entraîne une température élevée du combustible.

Mais les concepts de cœurs à performances optimales qui vont être étudiés dans le paragraphe suivant sont issus de la branche des cœurs performants vis-à-vis de la sûreté. Les cœurs optimaux utilisent une géométrie d'aiguille proche de celle du cœur de référence, mais optimisent les différentes hauteurs et teneurs plutonium du cœur pour maximiser les fuites en cas de vidange, tout en maintenant une variation de réactivité durant le cycle la plus faible possible. Ce travail aboutit à une géométrie particulière que nous nommons : effet « Bunny core ».

Le paragraphe suivant détaillera l'origine des marges importantes qui affectent le critère portant sur la température le passage du transitoire ULOF.

3.4.7. QUELQUES IMAGES DE CŒURS OPTIMAUX

3.4.7.1. CONCEPTS DE CŒURS À HAUTES PERFORMANCES

Le paragraphe présente les cœurs haute performance (i.e. dont les 4 critères sont simultanément plus performants que ceux du cœur de référence). L'obtention de tels individus nécessite de sélectionner dans le front de Pareto les individus dont les performances, pénalisées **d'un sigma d'incertitude lié à la prédiction du R_n** , sont supérieures à celles du cœur de référence. Cette sélection est sévère (de par la prise en compte d'une incertitude liée à la prédiction du R_n), sur les 25 000 cœurs optimaux analysés seuls 189 individus restent en compétition. Il s'en suit le calcul, **via les codes**, des performances de ces 189 individus et la sélection des seuls individus non dominés (en recalculant la

dominance avec les performances des codes, la dominance et présenté §3.2.1.). On obtient ainsi 9 réacteurs. Le schéma de calcul utilisé est celui utilisé pour former les méta-modèles (schéma rapide d'optimisation).

Cœur à haute performance	Cœur de référence	Eco.	Δp	ULOF	Compromis
variation de réactivité sur un cycle en pcm	1593,4	1603,5	1305,4	1608,1	1412,0
3 σ d'incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle en pcm	220,8	205,4	179,4	202,6	187,7
critère variation de réactivité cycle en pcm	1814,2	1808,9	1484,8	1810,8	1599,7
effet de vidange en pcm	-207,7	-506,8	-522,8	-607,6	-618,2
3 σ coefficient de vidange en pcm	368,1	363,2	377,5	426,5	373,5
critère vidange en pcm	160,5	-143,6	-145,3	-181,1	-244,7
GR	0,00	-0,06	-0,06	-0,04	-0,07
maximum de dpa reçu par la gaine	110,7	106,5	99,8	100,9	99,1
T _{Na max} durant l'ULOF en °C	901,1	890,5	878,8	854,6	871,4
impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande en °C	80,9	62,7	55,4	47,5	56,6
impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire en °C	9,1	11,4	9,3	8,0	9,3
3 σ Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques en °C	10,8	11,5	11,0	10,3	13,2
critère T _{Na max} en °C	947,9	934,5	917,6	888,8	912,9
*T _{Na max} dans le pire scénario en °C	1001,8	976,1	954,5	920,3	950,5
température maximale du combustible en fin de cycle en °C	2213,6	2160,9	2082,2	2181,5	2156,8
volume du cœur en m ³	12,5	10,9	11,6	11,8	11,3
diamètre du cœur en m	3,251	3,480	3,566	3,509	3,580
masse de plutonium en tonne	≈5	5,4	5,7	5,5	5,7
critère économique	1,2	1,0	1,2	1,2	1,2

TABLEAU 41: CONCEPTS DE CŒURS À HAUTES PERFORMANCES (PERFORMANCES ÉVALUÉES PAR LES CODES)

*T_{Na max} DANS LE PIRE SCÉNARIO SOMME À LA T_{Na max} L'IMPACT D'UNE SUPPRESSION DE L'INSERTION PAR DILATATION DIFFÉRENTIELLE DES BARRES DE COMMANDE, 3 σ INCERTITUDES DUES AUX CONTRE-RÉACTIONS NEUTRONIQUES ET L'IMPACT D'UNE DIVISION PAR DEUX DE L'INERTIE DE LA POMPE PRIMAIRE.

Le *Tableau 41* présente quatre images de cœurs retenus. **Tous les cœurs à haute performance possèdent un effet de vidange négatif, même en prenant 3 σ d'incertitudes liées aux données nucléaires.** Le maximum des dpa reçus par la gaine et la température maximale du combustible sont aussi améliorés. Par contre l'inventaire en plutonium est dégradé de 500 à 800 kg. Les concepts sélectionnés représentent des cœurs à hautes performances avec des gains importants sur :

- *Le critère économique (cœur Eco.).* Ce cœur possède un critère économique à 1.0, alors que celui du cœur de référence est à 1.2. Le gain sur le critère économique est obtenu en diminuant la hauteur du cœur. En effet ce concept possède un diamètre de cœur (3.480m VS 3.251m) et un inventaire plutonium (5.4 vs 4.9 tonnes) plus élevé que ceux du cœur de référence. Un design « forte performance sur eco. » (§3.4.7.3.) proposera un concept de cœur réduisant simultanément l'inventaire plutonium et le volume du cœur ;
- *La variation de réactivité (cœur Δp).* Par rapport au cœur de référence, ce concept améliore de 329 pcm le critère sur la variation de réactivité sur un cycle et de 32°C le critère sur la température T_{Na}

$T_{Na\ max}$. Un design « forte performance sur $\Delta\rho$ » (§3.4.7.3.) proposera un concept de cœur permettant des gains encore plus fort sur variation de réactivité cycle ;

- Le critère ULOF (cœur « ULOF ») dont le design est finement analysé §3.4.7.2. ;
- Un compromis entre les trois cœurs précédents (cœur Compromis). Ce cœur présente une bonne synthèse des gains possible en les répartissant de manière égale entre les différents critères. Par rapport au cœur de référence, le critère sur la vidange est amélioré de 405 pcm, le critère sur la variation de réactivité gagne 214 pcm, et le critère sur la température $T_{Na\ max}$ est amélioré de 61°C. Ce cœur réduit aussi significativement les dpa (99.1) reçus par la gaine, ce qui permettrait potentiellement de prolonger quelque peu la durée d'un cycle du réacteur.

L'Annexe 15 détaille tous les paramètres de ces quatre configurations et permet de les visualiser. L'impact des incertitudes sur les différents critères est traité au §3.4.8. Ces quatre configurations sont proches et l'amélioration du comportement du cœur en ULOF est présentée ci-après.

3.4.7.2. CONCEPT DE CŒUR À HAUTE PERFORMANCE VIS-À-VIS DE L'UOOF

L'ébullition du sodium est atteinte au voisinage de 930°C (valeur précise dépendante de la pression). Le cœur à haute performance sur l'UOOF présente une température $T_{Na\ max}$ dans le pire scénario (i.e en ajoutant à la $T_{Na\ max}$ toutes les sources d'incertitudes) de 920.3°C, alors que dans le même scénario le cœur de référence possède une température $T_{Na\ max}$ de 1001.8°C.

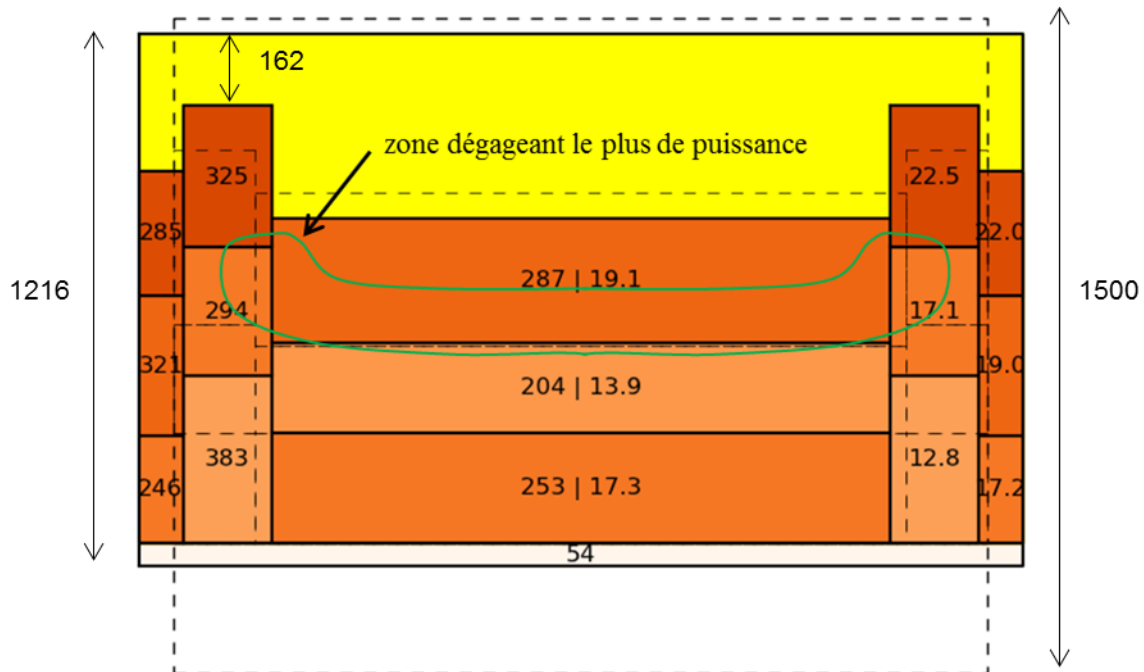


FIGURE 87 : CŒUR HAUTE PERFORMANCE SUR L'UOOF, NOTE HBU. LES CHIFFRES À GAUCHE INDIQUENT LES HAUTEURS DES DIFFÉRENTES ZONES, À DROITE ON PEUT LIRE LES TENEURS EN PLUTONIUM DES DIFFÉRENTES ZONES. LES POINTILLÉS REPRÉSENTENT LE CŒUR DE RÉFÉRENCE. LA ZONE EN VERT REPRÉSENTE LA ZONE DÉGAGEANT LE PLUS DE PUISSANCE (VOIR L'ANNEXE 18 POUR PLUS DE DÉTAILS)

Ce cœur tire astucieusement parti de tous les leviers permettant d'améliorer l'UOOF par action sur :

- L'effet « Bunny core » (§3.4.6.2.) qui permet d'améliorer le coefficient de dilatation du sodium. Cet effet est obtenu par un travail sur la géométrie et la répartition du flux au sein du cœur.

L'Annexe 18 et la Figure 88 montrent que des teneurs en plutonium judicieusement choisies permettent de décaler les flux vers le haut du cœur (voir aussi la Figure 87) ;

- La répartition de puissance entre le début et la fin du cycle est optimisée, ce qui réduit le débit maximal dans l'assemblage le plus chaud et permet de réduire les pertes de charge. Pour rappel, la répartition des débits au sein du cœur est réalisé par des singularités au pied des assemblages. Cela permet d'obtenir un débit suffisant dans l'assemblage chaud. Si on observe la puissance intégrée axialement dans chaque assemblage, l'assemblage le plus chaud du cœur à haute performance sur l'ULOF dégage 9% de moins de puissance que l'assemblage le plus chaud du cœur de référence (voir l'Annexe 17). De même la Puissance Linéique (Pl_{max}) maximale est elle aussi optimisée. Par rapport au cœur de référence, la Pl_{max} reçue par le point chaud est réduite de 14% (Annexe 18) ;
- Les coefficients de contre-réaction sont optimisés. La Figure 88 permet de visualiser la décomposition spatiale de la variation de réactivité lors d'une augmentation de 100°C de la température du sodium dans le cœur. On constate que le cœur à haute performance sur l'ULOF possède un effet plus favorable (24.4 pcm) que le cœur de référence (26.6 pcm) avec un apport fort en anti réactivité du plénum (-40.74 vs -35.0 pcm).
- Le diamètre du fil espaceur est augmenté (voir Tableau 42) et la hauteur du cœur est réduite. Dans un cas normal, augmenter le diamètre du fil espaceur dégrade l'effet de vidange, mais l'effet « Bunny core » a dégagé des marges qu'il est possible de réinvestir pour améliorer le comportement du cœur en ULOF en améliorant la convection naturelle.

	Cœur de référence	Cœur ULOF		Cœur de référence	Cœur ULOF
Diamètre aiguille :	≈10	10.281	Diamètre du trou central	N.C	2.122
Diamètre fil	≈1,0	1.353	Taux de remplissage	N.C	0.851
Diamètre combustible	N.C	9.015			

TABEAU 42: DÉTAILS DES GÉOMÉTRIES AIGUILLES DU CŒUR ULOF (N.C : POUR NON-COMMUNIQUÉ)

La conjonction de ces éléments (et tout particulièrement l'augmentation du diamètre du fil espaceur) permet de diviser par un facteur 1,6 la variation de la pression entre le haut et le bas du cœur. Cela améliore considérablement la convection naturelle du cœur, d'où ses excellentes performances lors d'un transitoire ULOF. Tous ces gains sont possible grâce à une combinaison intelligente entre les différentes hauteurs et teneur plutonium des différentes zones constituant le cœur. Cela permet de répartir de manière homogène le flux durant tout le cycle (tout en maintenant un flux élevé en haut du cœur pour permettre de garantir un effet de vidange négatif).

	Cœur de référence	Cœur ULOF
Composante positive : combustible fissile (en pcm)	61,6	64,9
Composante négative : plénum, CAI et volume d'expansion supérieur (en pcm)	-35,0	-40,7
Effet intégral (en pcm)	26,6	24,2

TABEAU 43: DÉCOMPOSITION SPATIALE D'UN EFFET DE VIDANGE PARTIELLE (AUGMENTATION DE 100°C DE LA TEMPÉRATURE DU SODIUM DANS LES ZONES SITUÉES AU-DESSUS DE LA COUVERTURE AXIALE INFÉRIEURE). COMPLÉMENT DE LA FIGURE 88.

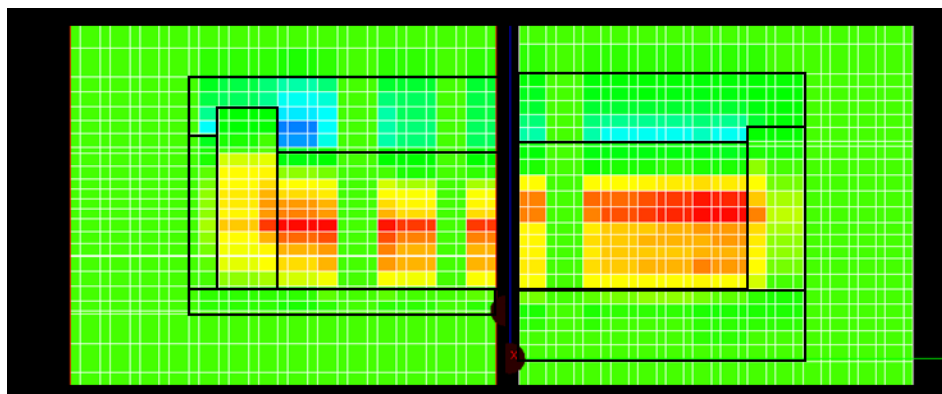


FIGURE 88: DÉCOMPOSITION SPATIALE D'UN EFFET DE VIDANGE PARTIELLE (AUGMENTATION DE 100°C DE LA TEMPÉRATURE DU SODIUM DANS LES ZONES SITUÉES AU-DESSUS DE LA COUVERTURE AXIALE INFÉRIEURE). À GAUCHE LE CŒUR HPU, À DROITE CŒUR DE RÉFÉRENCE.

3.4.7.3. CONCEPTS DE CŒURS À FORTE PERFORMANCE SUR UN CRITÈRE

Contrairement aux cœurs à « hautes performances » les cœurs « à forte performance sur un critère », présentés *Tableau 44*, optimisent fortement un des critères au détriment d'un autre. Comme précédemment nous procédons à une sélection des cœurs et une réévaluation de leurs performances via les codes de calcul. Seules seront sélectionnées deux configurations dont les gains sont significatifs et portent sur :

- Le critère économique. Par rapport au cœur de référence, le cœur « forte performance sur eco. » permet des gains francs sur les dimensions du cœur (même diamètre cœur que la référence, mais volume cœur réduit de 20%) et son inventaire en plutonium (réduit de 100 kg). Ces gains sont obtenus en maintenant un effet de vidange négatif (incertitude comprise). Mais ce concept dégrade légèrement le comportement du cœur lors d'un ULOF (+28°C) et le critère portant sur la variation de réactivité durant le cycle (de 136 pcm). Ce cœur étant plus compact, sa densité de puissance est plus élevée, d'où une température du combustible élevée (+271°C).
- La variation de réactivité sur un cycle. Le cœur « forte performance sur $\Delta\rho$ » réduit drastiquement la variation de réactivité durant un cycle (gain de 950 pcm). Ce concept rend éventuellement possible :
 1. D'utiliser moins de barres de commande (la variation de réactivité étant plus faible) ;
 2. De remplacer des barres de commande par des assemblages de combustible ;
 3. D'améliorer encore la variation de réactivité sur un cycle.

Au final réduire le nombre de barres de commande réduit le coût du réacteur et diminue le risque de RIB (mais pas la sévérité de l'accident). Cependant le comportement du cœur lors d'une vidange est médiocre (l'effet de vidange et de +642 pcm). Son comportement lors d'un transitoire ULOF est équivalent au comportement du cœur de référence. Du point de vue du critère économique, ce cœur est légèrement plus compact que la référence, mais possède une masse plutonium plus élevée (+800 kg). Un avantage de ce concept est que le cœur est surgénérateur (GR +0.029).

L'Annexe 15 détaille tous les paramètres de ces deux configurations et permet de les visualiser. Pour obtenir ces cœurs, l'optimisation utilise l'ensemble des leviers déjà étudiés.

	Cœur de référence	Forte performance sur eco. .	Forte performance sur Δp
variation de réactivité sur un cycle en pcm	1593,4	1733,5	727,6
3σ d'incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle en pcm	220,8	216,9	137,7
critère variation de réactivité cycle en pcm	1814,2	1950,3	865,4
effet de vidange en pcm	-207,7	-605,2	641,9
3σ coefficient de vidange en pcm	368,1	396,9	333,6
critère vidange en pcm	160,5	-208,3	975,5
GR	0,00	-0,047	0,029
maximum de dpa reçu par la gaine	110,7	115,2	93,5
$T_{Na \text{ max}}$ durant l'ULOF en °C	901,1	935,6	901,4
impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande en °C	80,9	61,6	63,9
impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire en °C	9,1	9,7	10,0
3σ Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques en °C	10,8	10,2	6,6
critère $T_{Na \text{ max}}$ en °C	947,9	976,1	939,3
* $T_{Na \text{ max}}$ dans le pire scénario en °C	1001,8	1017,1	981,9
température maximale du combustible en fin de cycle en °C	2213,6	2485,3	2048,5
volume du cœur en m ³	12,5	10,5	11,7
diamètre du cœur en m	3,251	3,251	3,506
masse de plutonium en tonne	4,9	4,8	5,7
critère économique	1,2	0,9	1,2

TABLEAU 44: CONCEPTS DE CŒURS À FORTES PERFORMANCES (PERFORMANCES ÉVALUÉES PAR LES CODES)

* $T_{Na \text{ max}}$ DANS LE PIRE SCÉNARIO SOMME À LA $T_{Na \text{ max}}$ L'IMPACT D'UNE SUPPRESSION DE L'INSERTION PAR DILATATION DIFFÉRENTIELLE DES BARRES DE COMMANDE, 3σ INCERTITUDES DUES AUX CONTRE-RÉACTIONS NEUTRONIQUES ET L'IMPACT D'UNE DIVISION PAR DEUX DE L'INERTIE DE LA POMPE PRIMAIRE.

3.4.7.4. BILAN DES PERFORMANCES DES IMAGES DE CŒURS PROPOSÉS

Ce paragraphe a montré qu'il est possible d'obtenir des concepts de cœurs aux performances supérieures à celle du cœur de référence. Tous les concepts de cœur à « haute performance » possèdent **un effet de vidange, plus incertitudes, négatif. En plus de cette amélioration le cœur ULOF résiste aux 200 premières secondes d'un transitoire ULOF et ce même en considérant les incertitudes pesant sur le transitoire.**

Mais l'intérêt de l'optimisation est de pouvoir obtenir d'autre compromis, comme le cœur « forte performance sur Δp » qui est beaucoup moins sujet aux fuites neutroniques que les concepts à « haute performance ». Ce cœur ne possède pas un effet de vidange négatif, mais il soumet les structures à un flux moins fort ce qui améliore leur durée de vie.

3.4.8. COMPORTEMENT DES INCERTITUDES SUR LES CŒURS OPTIMAUX

Dans le processus d'optimisation, chaque critère est composé de la variable cible à optimiser d'une part et de l'incertitude sur celle-ci d'autre part. Cette incertitude est liée aux paramètres ou aux données des modèles, elle est évaluée de manière déterministe et prédite par les Rn. Durant l'optimisation l'algorithme peut donc optimiser le critère en optimisant directement la variable cible, ou en diminuant les incertitudes sur celle-ci.

critère variation de réactivité cycle	1	0,81	critère vidange	1	-0,96
3 σ d'incertitude sur la variation de réactivité sur un cycle	0,81	1	3 σ coefficient de vidange en pcm	-0,96	1

FIGURE 89: MATRICE DE CORRÉLATION ENTRE CRITÈRE VARIATION DE RÉACTIVITÉ CYCLE ET SON INCERTITUDE (A GAUCHE) ET CRITÈRE VIDANGE ET SON INCERTITUDE (A DROITE)

3.4.8.1. INCERTITUDE SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ SUR UN CYCLE

L'incertitude sur la variation de réactivité est proportionnelle, au 1^{er} ordre, à la variation des concentrations isotopiques entre le début et la fin du cycle, cela découle des équations de l'EGPT vu §2.5.2.5. *Chapitre II*. Dans un cœur où la variation de réactivité sur le cycle est proche de zéro, la teneur en plutonium est quasiment constante, seule la teneur en uranium varie. Les teneurs en plutonium et en uranium varient plus dans le cas où la variation de réactivité est forte, ce qui crée une incertitude plus forte sur la variation de réactivité.

Donc réduire la variation de réactivité sur un cycle permet généralement de réduire en même temps l'incertitude qui lui est liée. Le facteur de corrélation entre ces deux variables est de 0.81 (facteur calculé sur les 25 000 individus optimaux, Figure 89).

Des cœurs comme le concept « forte performance sur $\Delta\rho$ » (présenté *Tableau 44*) optimisent simultanément le $\Delta\rho$ (728 pcm vs 1593 pcm pour la référence) et son incertitude (138 pcm vs 221 pcm pour la référence) pour obtenir des cœurs très performants sur le critère $\Delta\rho$ (865 pcm vs 1814 pcm pour la référence).

3.4.8.2. INCERTITUDE SUR L'EFFET DE VIDANGE

L'effet « Bunny core » (tous les cœurs présentés §3.4.7. étant des variantes de ce type de concept) permet d'obtenir des cœurs avec un effet de vidange fortement négatif. Dans les résultats présentés précédemment nous ne présentons pas de concept de cœur « forte performance sur la vidange », car les cœurs présentés ont déjà d'excellentes performances sur ce critère. L'incertitude sur la vidange varie d'un concept à l'autre (de 427 pcm pour le cœur à haute performance sur l'ULOF à 334 pcm pour « le cœur à forte performance sur $\Delta\rho$ »).

Comme il a été vu en §2.5.2.6.3, l'incertitude sur la vidange est liée à la quantité de sodium présente dans le cœur (plus il y a de sodium dans le cœur, plus l'incertitude sur la vidange est importante). Différents cas se présentent :

- L'algorithme cherche à améliorer le transitoire ULOF du cœur, il va légèrement augmenter le diamètre du fil espaceur, ce qui produit une augmentation de la quantité de sodium dans le cœur.

Le concept de cœur à haute performance sur l'ULOF entre dans cette catégorie, il possède un effet de vidange plus négatif que celui du cœur de référence (-608 vs -208 pcm), mais une incertitude plus forte (427 vs 368 pcm) ;

- L'algorithme cherche à améliorer la variation de réactivité sur le cycle en augmentant la fraction de combustible dans le cœur (ce qui mécaniquement diminue la fraction de sodium) ce qui améliore simultanément le Δp (et son incertitude) et l'incertitude sur l'effet de vidange. C'est ce qui se produit sur le cœur « forte performance sur Δp » avec une incertitude sur la vidange de seulement 334 pcm.
- L'algorithme cherche à améliorer la compacité du cœur. Cela peut l'amener à réduire simultanément la hauteur du plénum et la fraction de sodium dans les assemblages.

L'effet de vidange et son incertitude sont fortement anti-corrélés (facteur de corrélation calculé sur les 25 000 individus optimaux est de -0.97, Figure 89). Améliorer la vidange nécessite d'augmenter la taille du plénum ce qui augmente les incertitudes sur la vidange (voir paragraphe précédent)

3.4.8.3. INCERTITUDE SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM LORS DU TRANSITOIRE ULOF

L'impact des incertitudes sur le critère $T_{Na \max}$ est complexe à analyser. Il se décompose en trois sources d'incertitude/d'impact qui vont être analysées indépendamment.

	$T_{Na \max}$	Δ_{IBC}	σ_{CR}	Δ_{IP}
$T_{Na \max}$	1,00	0,65	0,56	0,19
Suppression de l'insertion par dilatation dif. des barres de commande (Δ_{IBC})	0,65	1,00	0,76	0,00
Incertitude due aux contre-réactions neutroniques (σ_{CR})	0,56	0,76	1,00	-0,20
Division par deux de l'inertie de la pompe primaire (Δ_{IP})	0,19	0,00	-0,20	1,00

FIGURE 90: MATRICE DE CORRÉLATION ENTRE LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF ET SES INCERTITUDES

3.4.8.3.1. L'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande (noté Δ_{IBC})

Nous avons déjà vu §3.4.6.2. que l'effet « Bunny core » remonte la position des barres de commande, ce qui mécaniquement réduit leur efficacité, et donc réduit « l'impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande » notées Δ_{IBC} (voir le Tableau 45). On constate que les cinq concepts de cœurs détaillés possèdent tous un impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande plus faible que celui du cœur de référence (plage de 55 à 64°C contre 81°C pour la référence). Le cœur à haute performance sur l'ULOF a simultanément optimisé la $T_{Na \max}$ et le coefficient Δ_{IBC} pour aboutir à un cœur performant sur l'ULOF.

D'une manière générale la corrélation positive (0.65, voir Figure 90) entre la température $T_{Na \max}$ et Δ_{IBC} montre que l'algorithme peut améliorer simultanément ces deux critères.

3.4.8.3.2. L'incertitude due aux contre-réactions neutroniques (noté σ_{CR})

On peut constater que la plage de variation des incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques, notées σ_{CR} , entre les différents concepts de cœurs est assez resserrée (allant de 6.6°C à 13.2°C). On ne peut pas lier une faible incertitude à un bon comportement du cœur en transitoire ULOF. En effet, le cœur à haute performance sur l'ULOF ne possède pas une incertitude due aux contre-réactions neutroniques particulièrement faibles (10.3°C pour le cœur ULOF, 10.8°C pour la référence). C'est le cœur « forte performance sur Δp » qui possède l'incertitude due aux contre-réactions neutroniques la plus faible (6.6°C), mais au final il possède un critère $T_{Na\ max}$ équivalent à celui du cœur de référence (948°C pour la référence, 940°C pour « forte performance sur Δp »). Le cœur « hautes performances compromis » possède les incertitudes les plus fortes (13.2°C). L'algorithme optimise la $T_{Na\ max}$, mais semble subir les incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques (i.e. il ne cherche pas à les réduire).

Contre-réactions	Perturbation	Variation de réactivité en pcm				Incertitudes dues aux données nucléaires écart type en pcm			
		Cœur de réf.	forte performance sur Δp	Cœur ULOF	compromis	Cœur de réf.	forte performance sur Δp	Cœur ULOF	compromis
Effet Doppler	$\Delta T\ 100^\circ C$	-76,5	-73,2	-72,7	-68,3	4,30	4,42	4,16	4,01
Dilatation cœur-cuve-barre	$\Delta z\ 1\ cm$	27,7	16,8	20,2	20,3	1,20	0,72	0,83	0,84
Dilatation sodium / radiale aiguille & boîtier	$\Delta T\ 100^\circ C$	27,1	42,0	24,2	19,0	4,20	3,95	4,31	3,88
Dilatation sommier	$\Delta T\ 100^\circ C$	-85	-40,6	42,4	-42,6	2,40	1,14	1,16	1,17
Dilatation axiale gaine & boîtier (pcm)	$\Delta T\ 100^\circ C$	-13,3	-36,5	-36,5	-38,1	0,40	1,11	1,15	1,18

TABLEAU 45: CONTRE RÉACTION NEUTRONIQUE ET INCERTITUDE ASSOCIÉES DES CŒURS OPTIMAUX

Le *Tableau 45* récapitule les coefficients de contre-réaction et les incertitudes qui leurs sont rattachées pour trois concepts de cœurs. Pour réussir à analyser correctement les différents comportements il est nécessaire d'analyser la cinétique du transitoire ULOF et tout particulièrement la décomposition des réactivités durant le transitoire. Ces trois concepts possèdent une décomposition des réactivités (voir *Figure 39*) durant le transitoire d'ULOF différente :

- Le cœur à haute performance sur l'ULOF possède une décomposition de réactivité durant l'ULOF proche du cœur de référence, d'où une incertitude due aux contre-réactions neutroniques équivalente ;
- Le cœur « forte performance sur Δp » possède une température durant l'ULOF plus élevée. La contre-réaction Doppler y est moins forte. Or ce coefficient est entaché d'une forte incertitude. Réduire son importance durant le transitoire conduit à une réduction des incertitudes dues aux σ_{CR} .
- Le cœur « hautes performances compromis » possède des contre-réactions neutroniques plus fortes que le concept à haute performance sur l'ULOF d'où un impact des σ_{CR} plus fort.

D'une manière générale la corrélation positive (0.56, voir *Figure 90*) entre la température $T_{Na\ max}$ et σ_{CR} montre que l'algorithme peut, dans une certaine mesure, améliorer simultanément ces deux critères.

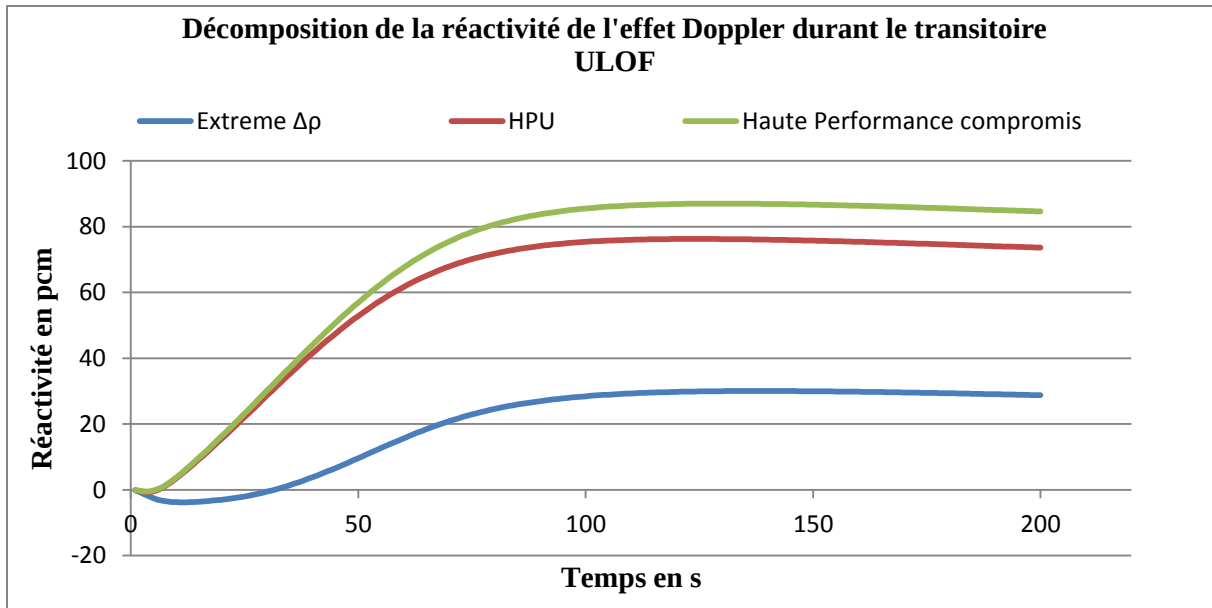


FIGURE 91: DÉCOMPOSITION DE LA RÉACTIVITÉ DE L'EFFET DOPPLER DURANT LE TRANSITOIRE ULOF

3.4.8.3.3. Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire (noté Δ_{IP})

Là encore, entre les différents concepts de cœurs, la plage de variation des incertitudes provenant de l'inertie de la pompe primaire (noté Δ_{IP}) est assez resserrée (variant entre 8°C et 11.4°C). Comme le suggère l'analyse de sensibilité effectuée au §3.4.3.4.4 cette incertitude semble liée à la capacité du cœur à passer en convection naturelle. Le concept de cœur à haute performance sur l'ULOF possède le plus faible impact du Δ_{IP} , (8.0°C contre 9.0°C pour la référence) ce qui peut indiquer qu'il est possible d'optimiser à la fois la $T_{Na\ max}$ et le Δ_{IP} . D'une manière générale les cœurs possédant une faible $T_{Na\ max}$ possèdent un plus faible Δ_{IP} que les autres concepts.

Ces analyses semblent confirmées par la corrélation positive, mais faible (0.19, voir Figure 90) entre la température $T_{Na\ max}$ et Δ_{IP} . Mais au vu des faibles différences entre les différents concepts, la Δ_{IP} ne doit pas beaucoup impacter le critère portant sur la $T_{Na\ max}$.

3.4.8.4. BILAN COMPORTEMENT DES INCERTITUDES SUR LES CŒURS OPTIMAUX

Cette analyse montre que:

- Réduire la variation de réactivité sur un cycle **réduit** son incertitude ;
- Réduire la température $T_{Na\ max}$ **réduit** son incertitude ;
- Avoir un effet de vidange le plus négatif possible **augmente** son incertitude ;

3.5. CONCLUSION ET PERSPECTIVE

Dans ce chapitre il a été présenté, dans un premier temps, le fonctionnement des méthodes d'optimisation multi-objectifs (cette méthode est basée sur le calcul de la dominance entre les différents individus). Ensuite le fonctionnement des algorithmes génétiques a aussi été développé. Des méthodes d'optimisation basées sur la méthode du simplexe et les essais particuliers ont également été présentées. Pour l'optimisation nous avons retenu l'utilisation d'algorithmes génétiques. Cette méthode, bien que coûteuse en nombre d'évaluations, présente le front de Pareto le plus convergé. Dans un second temps nous avons présenté une méthode d'optimisation généralisant le calcul de la dominance lorsque les fonctions optimisées sont incertaines, on parle alors d'optimisation avec la méthode PAREBRO [Baud12].

Puis l'apport des méthodes de méta-modélisation dans le processus d'optimisation a été introduit. Les méta-modèles ne se limitent pas à reproduire fidèlement et rapidement la réponse des codes de calculs. Comme nous l'avons mis en avant en §3.3.6. une interaction entre les codes modélisant la physique et les méthodes statistiques permet à la fois d'améliorer la qualité des méta-modèles et de vérifier le comportement des codes. Nous sommes partis des constats suivants :

- Il est impossible d'anticiper le comportement du code en dehors de l'étude servant de référence aux calculs d'optimisation et/ou de propagation d'incertitudes ;
- Il est impossible de vérifier manuellement les listings de sortie des codes à chacune de leur exécution lors de la création d'un plan d'expérience.

L'utilisation de méthodes statistiques, et plus particulièrement du krigeage, offre un cadre théorique robuste permettant de détecter :

- La présence d'éventuels « outliers », qui traduit un fort décalage entre le comportement du code et la prédiction du méta-modèle. La présence d'outliers doit être systématiquement analysée. La source du problème provenant :
 - Du schéma de calcul (ou de ses pré/post processeur) qui doit alors être amélioré ;
 - Du méta-modèle, ce qui implique un problème soit dans le choix du type de méta-modèles ou de ses paramètres (par exemple le choix de la fonction de covariance pour le krigeage, nombre de neurones cachés pour les Rn...). Soit dans la base servant à la formation du méta-modèle. Dans ce cas les outliers sont liés à des non-linéarités dans la physique du problème. On doit densifier localement la base de formation pour permettre au méta-modèle de correctement prédire la réponse du code ;
- Des incohérences dans le comportement statistique des codes : qui traduit des oscillations de la grandeur d'intérêt étudiée entre deux simulations proches. De tels comportements peuvent provenir de problèmes de convergence, de la manière dont sont générés les maillages...

Par la suite nous avons appliqué l'ensemble des outils, détaillé *Chapitre 1* et au début du *Chapitre 2*, sur un cas d'application, à savoir l'optimisation d'un cœur de RNR-Na. Cette optimisation a pris en compte dans l'évaluation de chacun des critères une incertitude « déterministe » due aux données ou aux modèles représentant le réacteur (comme, par exemple, l'incertitude sur l'effet de vidange due aux données nucléaires). Les résultats de cet exercice montrent que par rapport au cœur de référence, il est possible d'obtenir des gains de performance conséquents. Par rapport au concept de référence, les cœurs optimaux améliorent aussi bien les critères cibles que les incertitudes sur les critères cibles. Quelques concepts optimaux ont été obtenus :

- Le concept de cœur à haute performance sur l'ULOF qui combine un effet de vidange négatif (incertitude comprise) et une température maximale du sodium lors du transitoire accidentel ULOF dans le pire scénario (prenant en compte les incertitudes) restant inférieure à la température d'ébullition du sodium. De plus ce cœur est aussi performant que le cœur de référence sur les autres critères d'optimisation ;
- Le concept « forte performance sur Δp » qui offre des performances équivalentes à la référence, mais possède une variation de réactivité sur un cycle de seulement 728 pcm (+140pcm d'incertitude). Ce gain est réalisé au détriment d'un effet de vidange positif.

Les gains proviennent du nombre élevé de paramètres (26 paramètres) que nous nous autorisons à optimiser. Les axes d'amélioration reposent sur :

- L'effet « Bunny core » (présenté §3.4.6.2.) qui maximise les fuites lors d'une vidange ;
- Une répartition de puissance homogène au sein du cœur ;
- Une légère augmentation du diamètre de l'aiguille et du fil espaceur qui permettent d'améliorer la convection naturelle du cœur.

À la suite de cet exercice d'optimisation, un second traitement pourrait être appliqué pour chercher à optimiser les cœurs sur la longueur et le nombre de cycles pour maximiser la durée passée par les assemblages dans le réacteur. Pour cela il serait nécessaire d'estimer le comportement thermomécanique des aiguilles (via un code dédié) en ajoutant une contrainte sur la tenue du combustible à l'irradiation. Le schéma de calcul est conçu pour permettre de faire varier ces deux paramètres, mais vu la haute dimensionnalité du problème, ils ont été maintenus constants dans un 1^{er} temps.

De plus, le schéma de calcul est capable de faire varier le nombre de couronnes du cœur et de générer des plans de chargement réalistes. Mais une gestion plus fine des barres de commande est un axe d'amélioration : actuellement elles sont placées à l'interface entre l'assemblage combustible le plus haut et le plénum (voir *Figure 86*). Dans des schémas plus évolués elles devraient être placées à la cote critique et leur poids neutronique devrait être vérifié, pour ajuster leur nombre et leur placement. Cette limitation nous incite à garder le placement des barres de commande du cœur CFV-V1 et donc à conserver le nombre total de couronnes de combustible du cœur de référence. Les travaux de Jean-Michel Do [DABL09] montrent qu'il est possible d'optimiser les plans de chargement des réacteurs de type REP. Une méthodologie similaire pourrait être mise en place pour optimiser le plan de rechargement et le placement des barres de commande (i.e. leur nombre, leur placement dans le cœur et le choix de leur cote critique) des RNR-Na. De tels exercices pourraient améliorer la répartition de puissance (i.e. aplanissement de la nappe) dans le cœur.

Les résultats de ce chapitre démontrent l'intérêt d'utiliser les méthodes d'optimisations multi-objectifs en prenant en compte les incertitudes le plus tôt possible dans le processus de conception des RNR-Na. L'intérêt de ces méthodes est double :

- Il est possible d'optimiser les réacteurs sur un nombre simultané de paramètres élevés. Seuls les algorithmes d'optimisation peuvent travailler avec un nombre aussi élevé de variables. Cela permet d'obtenir des configurations plus performantes, incertitudes comprises, que celles basées sur un design usuel ;
- Obtenir l'ensemble des compromis entre les différents critères liés à la sûreté et au coût du réacteur facilite le choix d'une configuration

CONCLUSION GÉNÉRALE

L'objet de cette thèse consistait à intégrer et à développer de nouvelles méthodes et outils pour assister les concepteurs lors du dimensionnement d'un RNR-Na. L'objectif étant la prise en compte de l'impact des différentes incertitudes et ce dès les premières étapes de la conception du réacteur. Il a été démontré, tout au long de ce mémoire, qu'il est possible d'utiliser des schémas de calculs, rapides et précis, pour l'intégration, l'estimation et la prise en compte de l'impact des différentes incertitudes et ce grâce à :

- Un modèle neutronique 3D avec montée de cycle à l'équilibre, via ECCO/APOLLO3®, combiné à la méthode de « combinaison des variances par approximation linéaire » nécessitant le calcul de dérivées partielles obtenues via les méthodes SPT et EGPT ;
- Une modélisation du transitoire thermohydraulique accidentel ULOF, via un code simplifié TETAR, combiné aux méthodes de « propagation des incertitudes via échantillonnage Monte-Carlo » grâce à URANIE.

La rapidité de ces schémas permet la réalisation d'un large plan d'expériences (i.e. une base de formation) compatible avec la conception de cœurs « complexes » (i.e. associés à des espaces de conception de dimensions élevée avec plus de 20 paramètres variables). Il s'agit là d'un pré-requis nécessaire à la construction des méta-modèles dont l'utilisation permet l'obtention de résultats instantanés. Les résultats des optimisations (estimés par les méta-modèles et vérifiés par les codes) montrent des gains significatifs de performances sur des cœurs optimaux (incertitudes comprises) vis-à-vis du concept de référence. La formation des méta-modèles, nécessaire avec la puissance de calcul actuelle, est une étape cruciale qui impacte au 1^{er} ordre la qualité des résultats d'une optimisation. Les schémas et codes de calculs sont complexes, garantir leur bon fonctionnement, dans des plages d'étude aussi larges que celles servant à réaliser les optimisations, est une tâche ardue. Dans ce mémoire, différentes méthodes pour vérifier la cohérence statistique de la base servant à la formation des méta-modèles sont proposés. Cette étape ne doit pas être négligée, car elle permet de détecter d'éventuelles défaillances des schémas de calcul et/ou des méta-modèles ce qui permet une amélioration des schémas de calcul et de la qualité du méta-modèle.

La recherche d'une réponse aux questions posées en introduction et rappelées ci- après, a été une constante tout au long de ce mémoire :

- Comment optimiser des cœurs « complexes » en prenant en compte les incertitudes ?
- Comment se comportent les incertitudes sur les cœurs optimisés par rapport au cœur de référence ?
- En prenant en compte les incertitudes, les réacteurs sont-ils toujours considérés comme performants ?
- Les gains obtenus à l'issue d'optimisations complexes sont-ils supérieurs aux marges d'incertitudes (qui elles-mêmes dépendent de l'espace paramétrique) ?

COMMENT OPTIMISER DES CŒURS « COMPLEXES » EN PRENANT EN COMPTE LES INCERTITUDES ?

Un point innovant du travail effectué réside dans la prise en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation multi-objectifs et multi-physiques des RNR-Na. Les incertitudes sur l'évaluation des

performances des cœurs sont de deux types différents, et sont donc traitées de deux manières différentes :

- Les incertitudes « déterministes » dues aux données ou aux modèles représentant le réacteur (comme, par exemple, l'incertitude sur l'effet de vidange due aux données nucléaires) sont directement intégrées dans les critères de l'optimisation. Nous optimisons ainsi simultanément les critères cibles et leurs incertitudes « déterministes » ;
- Les incertitudes « d'approximation » sur la prédiction des critères par les méta-modèles qui peuvent être prises en compte par l'optimisation elle-même. En effet la prédiction des méta-modèles est entachée d'une incertitude. La méthode d'optimisation PAREBRO a été testée, elle permet les prendre en compte.

La prise en compte des incertitudes « déterministes » (liées aux modèles et aux données) dans le processus d'optimisation a nécessité de développer des outils capables d'estimer les incertitudes tout en étant compatibles avec la problématique de l'optimisation qui nécessite d'avoir un bon rapport entre précisions et coût de calcul. **Les sources d'incertitudes sont nombreuses, seule une partie d'entre elles a été intégrée dans le processus d'optimisation**, à savoir :

- L'effet de vidange : les incertitudes provenant des données nucléaires ;
- La variation de réactivité lors d'un cycle : les incertitudes provenant des données nucléaires ;
- La température maximale du sodium durant l'ULOF, avec une décomposition des incertitudes provenant :
 - Des coefficients de contre réaction neutronique (incertitude provenant des données nucléaires) ;
 - De l'inertie de la pompe primaire (estime le comportement du cœur vis-à-vis d'une forte variation de ce coefficient) ;
 - De la dilatation différentielle des barres de commande (qui estime le comportement du cœur en considérant l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande comme nulle).

COMMENT SE COMPORTEMENT LES INCERTITUDES SUR LES CŒURS OPTIMISÉS PAR RAPPORT AUX CŒURS DE RÉFÉRENCE ?

Dans le cas des RNR-Na les résultats des optimisations ont montré qu'il est possible d'optimiser simultanément un objectif (par exemple réduire la variation de réactivité sur un cycle) et l'incertitude qui l'impacte (par exemple il est possible de réduire simultanément la variation de réactivité sur un cycle et son incertitude). Ces résultats montrent l'importance de prendre en compte les incertitudes le plus tôt possible dans la conception des RNR-Na, l'objectif étant de ne plus subir les incertitudes, mais de les optimiser.

Utiliser une optimisation multi-objectifs permet d'obtenir l'ensemble des compromis possibles entre les différents critères. Un gain final peut être envisagé pour :

- Améliorer fortement un unique critère ;
- Ou être réparti pour améliorer simultanément (mais avec des gains moins forts que dans le cas précédent) plusieurs critères.

L'optimisation a montré qu'il est possible d'obtenir des topologies de cœurs offrant des incertitudes plus faibles que le concept de référence. Par exemple amélioré :

- La convection naturelle du cœur réduit l'incertitude sur la température maximale du sodium durant le transitoire ULOF ;
- Augmenter la quantité de sodium présente dans le cœur augmente l'incertitude sur le coefficient de vidange du cœur.

EN PRENANT EN COMPTE LES INCERTITUDES, LES RÉACTEURS SONT-ILS TOUJOURS CONSIDÉRÉS COMME PERFORMANTS ? LES GAINS DES OPTIMISATIONS SONT-ILS SUPÉRIEURS AUX MARGES D'INCERTITUDES ?

Ces deux questions sont liées et il est délicat d'y répondre. En considérant le schéma de calcul retenu comme fidèle à la réalité, nous pouvons répondre par l'affirmative. **Un concept comme le cœur HPU (cœur à Haute Performance sur l'ULOF) semble plus performants que le cœur de référence. Ses points forts sont :**

- **Un effet de vidange négatif, incertitude comprise ;**
- **Une température maximale du sodium lors du transitoire accidentel ULOF dans le pire scénario (i.e. en prenant en compte les incertitudes sur les coefficients de contre réaction neutronique, l'inertie de la pompe primaire et la dilatation différentielle des barres de commande) restant inférieure à la température d'ébullition.**

Dans un scénario similaire, en prenant en compte les incertitudes, le cœur de référence ne peut garantir ni un effet de vidange négatif, ni éviter l'ébullition du sodium. Ces gains ont pu être obtenus grâce à la réalisation d'une optimisation à haute dimension travaillant simultanément sur 26 paramètres (et intégrant la prise en compte des incertitudes comme vu précédemment).

Ce point représente une autre avancée des travaux de cette thèse : les méthodes d'optimisation multi-objectifs sont capables d'optimiser un RNR-Na en agissant simultanément sur un nombre très élevé de paramètres. Seuls des algorithmes peuvent travailler à d'aussi hautes dimensions. Mais ce point soulève une problématique : une grande difficulté dans l'analyse et la compréhension des résultats d'une optimisation aussi complexe.

Comme nous l'avons détaillé, les schémas de calcul utilisés par les optimisations ne sont pas aussi précis que les schémas de calcul « best estimate », seuls schémas capables de valider les gains obtenus par les résultats des optimisations. La mise en place de tels schémas n'était pas un objectif de la thèse. Dans l'état actuel de nos connaissances, il n'est donc pas possible de garantir une réponse à la question : « les gains des optimisations sont-ils supérieurs aux marges d'incertitudes ? ».

APPORTS DE LA THÈSE

La prise en compte des incertitudes dans le processus d'optimisation a été à l'origine d'avancées dans plusieurs domaines comme :

- Le développement et l'intégration de modèles multi-physiques, compromis entre rapidité et précision, dédiés à la problématique. Ces modèles ont permis d'estimer l'impact de certaines sources d'incertitudes ;
- L'introduction de méthodes statistiques et du HPC a permis de détecter puis d'améliorer certaines faiblesses des schémas de calcul puis de former les méta-modèles nécessaires aux exercices d'optimisations

- **L'étude détaillée d'un cas d'application « échelle 1 » a été réalisée démontrant ainsi la possibilité d'optimiser les réacteurs avec une prise en compte d'un nombre conséquent de paramètres variables (26), et ce en optimisant les performances du réacteur dans le cas le plus défavorable (i.e. en prenant en compte l'impact des incertitudes, impact fonction de la position du réacteur dans l'espace paramétrique).**

Les deux paragraphes suivants vont développer deux grands axes d'amélioration des travaux de ce mémoire, à savoir :

- Un premier axe qui consisterait à poursuivre le développement d'un schéma de calcul dédié à l'exercice d'optimisation avec prise en compte des incertitudes ;
- Un second axe qui consisterait en l'amélioration des méthodes de méta-modélisation ;

PERSPECTIVES : LES POINTS D'AMÉLIORATIONS DU SCHÉMA DE CALCUL

Le schéma de calcul étant multi-physiques, les axes d'amélioration sont à traiter différemment selon la discipline. Pour la neutronique les points clés consisteraient à :

- Améliorer le schéma qui produit les sections efficaces. Le schéma utilisé actuellement est certes rapide, mais imprécis ;
- Utiliser des bibliothèques de sections multi-paramétrées en fonction des fractions des différents constituants de l'assemblage (combustible, sodium, acier et vide). Actuellement chaque calcul produit les sections qui lui sont nécessaires. L'utilisation de bibliothèques de sections permettrait de calculer en une unique fois les sections efficaces nécessaires pour tous les calculs d'optimisation ;
- Remplacer à court terme, grâce à l'évolution des ressources en calcul, le solveur de diffusion du calcul cœur par le solveur transport dont l'utilisation est actuellement limitée aux seuls calculs de référence ;
- Mettre en place la « théorie généralisée des perturbations » permettrait d'estimer l'impact des incertitudes dues aux données nucléaires sur le facteur de forme du cœur (i.e. l'incertitude sur la puissance reçue par le point chaud du cœur). Coupler cette information aux calculs de thermomécanique permettrait de mieux modéliser l'incertitude sur la température du combustible ;

Les évolutions des schémas thermohydrauliques et thermomécaniques sont liées. Le résultat d'un couplage entre ces deux disciplines, sur le cas d'un transitoire ULOF, a été présenté. Ce couplage permet une meilleure modélisation du coefficient d'échange thermique entre la pastille et la gaine (et permet donc une meilleure estimation de la température du combustible). La généralisation de ce couplage aux études d'optimisations permettrait une meilleure estimation de la température maximale :

- Du sodium durant le transitoire ;
- Du combustible (i.e. estimation précise de la marge à la fusion) durant le cycle et durant le transitoire ;

De plus, le remplacement en thermohydraulique, de TETAR (code simplifié, performant, mais non validé) par CATHARE (code de référence) permettrait l'étude d'un plus grand nombre de scénarios accidentels tout en bénéficiant de l'important retour d'expérience qui caractérise ce code.

Pour finir, des travaux plus amont pourraient être réalisés pour la recherche de placement optimum des barres de commandes dans le cœur.

PERSPECTIVES : LES POINTS D'AMÉLIORATIONS DES MÉTHODES DE MÉTA-MODÉLISATION

L'utilisation de méthodes de méta-modélisation (et particulièrement du krigeage) pour l'étude de problèmes à grande dimension reste un challenge. Deux méthodes permettraient d'améliorer la qualité des prédictions tout en réduisant le temps de calcul nécessaire pour produire la base permettant leurs formations :

- L'utilisation de plan d'expériences adaptatifs. Ces méthodes proposent de réaliser simultanément l'optimisation et la formation des méta-modèles. Dans ces approches, la qualité prédictive du méta-modèle est accrue dans les zones présentant un intérêt pour l'optimisation. In fine, ces méthodes offrent, par rapport aux méthodes classiques, l'avantage d'obtenir des résultats d'optimisation entachés d'une plus faible incertitude due aux prédictions résultant de l'utilisation des méta-modèles et ceci pour un nombre d'appels aux codes de calculs identiques ;
- L'utilisation du cokrigeage permettrait de corriger un code peu fidèle (mais rapide) en recourant ponctuellement à un code précis (mais coûteux en temps de calcul).

VERS DE NOUVEAUX PARADIGMES POUR LES CONCEPTEURS ?

Cette thèse propose de nouvelles pratiques de conception, à une époque où les capacités en calcul numérique rendent envisageable d'utiliser les schémas de calcul complexes (i.e. avec des discrétisations spatiales poussées) dès les phases précoces du processus de conception. La complexité paramétrique d'ASTRID se situe près de la limite de ce qu'il est possible d'optimiser de manière conventionnelle. Les travaux réalisés dans cette thèse montrent que les algorithmes d'optimisation multi-objectifs, couplés à une approche multi-physique du problème, permettent de repousser les limites de complexité paramétrique du système à concevoir. C'est pour démontrer ce point que nous avons réalisé un exercice d'optimisation présentant 26 paramètres variables. Même si les images de cœurs résultant du processus d'optimisation présentent d'importants gains de performances, leurs caractéristiques « exotiques » (grosses aiguilles, effet « Bunny core » etc.) rendent nécessaires des études complémentaires afin de confirmer leurs faisabilités. Ces concepts reposent sur des cœurs fortement hétérogènes, présentant neuf zones de teneur plutonium différentes. Développer un processus industriel permettant de prévenir toutes erreurs de manipulation des pastilles de combustible (i.e. de placer une pastille de teneur en plutonium *B* dans la zone de teneur en plutonium *A*) est un des sujets à approfondir.

Lorsque les objets technologiques s'y prêtent (forte complexité paramétrique, plusieurs physiques impliquées) les méthodes d'optimisation pourraient être intégrées dès les premières études de conception, et nécessitent de repenser le processus usuel de conception par physique et des itérations associées. Ce point représente une difficulté lors de la mise en place effective de ces méthodes, car il est complexe de changer des méthodes de travail éprouvées. On imagine à moyen terme des processus de conception où les équipes conventionnelles sont alimentées en pistes de conception par les travaux transverses multi-physiques tels que proposés dans cette thèse. En somme une autre manière de concevoir le processus itératif. On pourrait ainsi créer le pendant des études probabilistes de sûreté à la conception qui travaillent sur la fiabilité de systèmes en cours de conception.

BIBLIOGRAPHIE

- [AgSS13] AGUIRRE, F.; SALLAK, M.; SCHÖN, W.: *Incertitudes aléatoires et épistémiques, comment les distinguer et les manipuler dans les études de fiabilité?* In: 10ème congrès International Pluridisciplinaire en Qualité et Sécurité de Fonctionnement : QUALITA, 2013
- [Andr05] ANDRA: *Les recherches de l'ANDRA sur le stockage géologique des déchets radioactifs à haute activité et à vie longue, résultats et perspectives*, 2005. URL <http://www.andra.fr/download/site-principal/document/editions/265.pdf>
- [Aute08] AUTEUR NON CONNU: *Schéma d'un réacteur à neutrons rapides caloporteur sodium*. URL http://commons.wikimedia.org/wiki/File:Schéma_réacteur_neutrons_rapides_caloporteur_sodium.jpg
- [Bach13] BACHOC, F.: *Estimation paramétrique de la fonction de covariance dans le modèle de Krigeage par processus Gaussiens. Application à la quantification des incertitudes en simulation numérique*, PhD: Université Paris-Diderot-Paris VII, 2013
- [BaKP79] BABUŠKA, I.; KELLOGG, R.B.; PITKÄRANTA, J.: *Direct and inverse error estimates for finite elements with mesh refinements*. In: *Numerische Mathematik* vol. 33, Springer (1979), Nr. 4, pp. 447–471
- [BaLa07] BAUDRON, A.M.; LAUTARD, J.J.: *MINOS: a simplified pn solver for core calculation*. In: *Nuclear science and engineering* vol. 155, American Nuclear Society (2007), Nr. 2, pp. 250–263.
- [Baud12] BAUDOU, V.: *Optimisation robuste multiobjectifs par modèles de substitution*, PhD: ISAE-Institut Supérieur de l'Aéronautique et de l'Espace, 2012
- [BBGM14] BACHOC, F.; BOIS, G.; GARNIER, J.; MARTINEZ, J.M.: *Calibration and improved prediction of computer models by universal Kriging*. In: *Nuclear Science and Engineering* vol. 176 (2014), Nr. 1, pp. 81–97
- [Bect14] BECT, J.: *Modèles numériques coûteux : de la quantification des incertitudes à la planification séquentielle d'expériences (approche bayésienne)*. In: LRC MANON, 2014. URL <http://fr.slideshare.net/JulienBect/j-bect-lrcmanon20140403>
- [Boig00] BOIGELOT, D.: *Exemples de coefficients de corrélation*. URL [http://fr.wikipedia.org/wiki/Corr%C3%A9lation_\(statistiques\)](http://fr.wikipedia.org/wiki/Corr%C3%A9lation_(statistiques))
- [BrRa97] BRUN, R.; RADEMAKERS, F.: *ROOT - an object oriented data analysis framework*. In: *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment* vol. 389, Elsevier (1997), Nr. 1, pp. 81–86. ROOT code avails: <http://root.cern.ch/drupal/>
- [BuRe78] BUSSAC, J.; REUSS, P.: *Traité de neutronique: Physique et calcul des réacteurs nucléaires avec application aux réacteurs à eau pressurisée et aux réacteurs à neutrons rapides*, Publisher: Hermann, 1978, ISBN: 2 7056 6011 9
- [CaIN04] CACUCI, D.G.; IONESCU-BUJOR, M.; NAVON, I.M.: *Sensitivity and Uncertainty Analysis: Applications to large-scale systems (vol. 2)*. Publisher: CRC Press, 2004, ISBN: 1 5848 8115 1
- [CaKa89] CABRILLAT, J.C.; KAROUBY C., N.: *Dommages sur l'acier utilisation du modèle NRT*, CEA report: NTC SPRC LEPH 89/216, Cadarache, 1989
- [CBHP14] CAMPIONI, G.; BERGERON, A.; HOURCADE, E.; PATRICOT, C.; AMMAR, K.; GERSCHENFELD, A.: *Etude méthodologique du couplage neutronique / thermohydraulique lors de transitoires diphasiques sur coeurs RNR-Na de type CFV*. CEA report: DEN/DANS/DM2S/SERMA/LPEC/NT/14-5652/A, Saclay, 2014

- [CDMV13] CHENAUD, M S ; DEVICTOR, N ; MIGNOT, G ; VARAINE, F ; VENARD, C ; MARTIN, L ; PHELIP, M ; LORENZO, D ; ET AL.: *Status of the astrid core at the end of the pre-conceptual design phase*. In: Nuclear Engineering and Technology, Vol.45 no.6 November 2013
- [Chen11] CHENAUD, M.S: *Modélisation CATHARE de la chaudière ASTRID et du coeur CFV 1500 AIM1 V1*, CEA report: CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LC4G/NT DR14, 2011
- [Cons13] CONSEIL NATIONAL DU DÉBAT: *Synthèse des travaux du débat national sur la transition énergétique de la France*, 2013. URL <http://www.developpement-durable.gouv.fr/Synthese-des-travaux-du-debat.html>
- [CoSi00] COLLETTE, Y.; SIARRY, P.: *Optimisation multiobjectif*. Publisher: Eyrolles, collection: Algorithmes, 2011, ISBN: 2 2121 1168 1
- [Cret14] CRETTE, J.P.: *Réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium*. In: Techniques de l'ingénieur Typologie des réacteurs nucléaires, 2014, Ref.: bn3170
- [DABL09] DO, JEAN-MICHEL ; ARNAUD, GILLES ; BAUDRON, ANNE-MARIE ; LAUTARD, JEAN-JACQUES: *Fuel loading pattern for heterogeneous EPR core configuration using a distributed evolutionary algorithm*. In: Proceedings of M&C, Saratoga Springs, New York, 2009
- [DAPS12] DOMBRE, EMMANUEL ; ALLAIRE, GRÉGOIRE ; PANTZ, OLIVIER ; SCHMITT, DAMIEN: *Shape optimization of a sodium fast reactor core*. In: ESAIM: Proceedings. vol. 38, 2012, pp. 319–334
- [DFBB07] DÉSENFANT, M ; FISCHER, N ; BLANQUART, B ; BÉDIAT, N: *Evaluation de l'incertitude en utilisant les simulations de Monte Carlo*. In: Centre Technique des Industries Aéronautiques et Thermiques (CETIAT), 2007. URL <http://www.lne.fr/publications/13e-congres-metrologie/actes/117-desenfant-incertitude-simulations-monte-carlo.pdf>
- [Dire12] DIRECTION DE L'ÉNERGIE NUCLÉAIRE, CEA: *Les réacteurs à neutrons rapides de 4e génération à caloporteur sodium: le démonstrateur technologique ASTRID*, 2012. URL www.cea.fr/content/download/106028/2024597/file/Tome%203.pdf
- [Duma13] DUMAS, J-C: *Point d'avancement sur les études de propagation d'incertitudes dans le code GERMINAL V1.5*, CEA report: CEA/DEN/CAD/DEC/SESC/LLCC NT 13-004 – Indice 1, Cadarache, 2013
- [Duy11] LE DUY, TU DUONG: *Traitement des incertitudes dans les applications des Etudes Probabilistes de Sûreté nucléaire*, PhD: Université de technologie de Troyes, 2011
- [EmGN06] EMMERICH, MICHAEL T M ; GIANNAKOGLU, KYRIAKOS C ; NAUJOKS, BORIS: *Single-and multiobjective evolutionary optimization assisted by gaussian random field metamodells*. In: Evolutionary Computation, IEEE Transactions on vol. 10, IEEE (2006), Nr. 4, pp. 421–439
- [Fras60] FRASER, ALEX S: *Simulation of genetic systems by automatic digital computers vi. epistasis*. In: Australian Journal of Biological Sciences vol. 13, CSIRO (1960), Nr. 2, pp. 150–162
- [GAFK11] GEFFRAYE, G ; ANTONI, O ; FARVACQUE, M ; KADRI, D ; LAVIALLE, G ; RAMEAU, B ; RUBY, A: *CATHARE 2 V2.5_2: A single version for various applications*. In: Nuclear Engineering and Design vol. 241 (2011), Nr. 11, pp. 4456–4463
- [Gand67] GANDINI, A: *A generalized perturbation method for bi-linear functionals of the real and adjoint neutron fluxes*. In: Journal of Nuclear Energy vol. 21, 1967, Nr. 10, pp. 755–765
- [Gaud10] GAUDIER, FABRICE: *URANIE: the CEA/DEN uncertainty and sensitivity platform*. In: Procedia-Social and Behavioral Sciences vol. 2, Elsevier, 2010, Nr. 6, pp. 7660–7661. URANIE code avails on: <http://sourceforge.net/projects/uranie/>
- [Géra04] GÉRARD DREYFUS , JEAN-MARC MARTINEZ , MANUEL SAMUELIDES , MIRTA B. GORDON , FOUAD BADRAN , SYLVIE THIRIA, LAURENT HÉRAULT: *Réseaux de neurones: méthodologie et applications*. Publisher: Eyrolles, collection: Algorithmes, 2004, ISBN: 9 7822 1211 4645

- [GLCL09] GOLFIER, H ; LENAIN, R ; CALVIN, C ; LAUTARD, J J ; BAUDRON, A M ; FOUGERAS, PH ; MAGAT, PH ; MARTINOLLI, E ; ET AL.: *APOLLO3: a common project of CEA, AREVA and EDF for the development of a new deterministic multi-purpose code for core physics analysis*. In: Int Conf. on Math., Computational Meth., M&C2009, New York, USA, 2009
- [Gold89] GOLDBERG, DAVID E: *Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning*. 1st. ed. Boston, MA, USA : Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc., 1989, ISBN 0 2011 5767 5
- [Gouv10] GOUV.FR: *Origine de la loi: la Loi « Bataille » de 1991*. URL <http://www.developpement-durable.gouv.fr/Origine-de-la-loi-la-Loi-Bataille.html>.
- [GuGS13] GUYOT, M ; GUBERNATIS, P ; SUTEAU, C: *Development and first application of a new tool for the simulation of the initiating phase of a severe accident on SFR*. In: SNA + MC 2013, Paris, 2013
- [HGAF10] HOURCADE, EDOUARD ; GAUDIER, FABRICE ; ARNAUD, GILLES ; FUNTOWIEZ, DAVID ; AMMAR, KARIM: *A supercomputing application for reactors core design and optimization*. In: SNA + MC Tokyo, 2010
- [HIDD11] HOURCADE, E ; INGREMEAU, X ; DUMAZ, P ; DARDOUR, S ; SCHMITT, D ; MASSARA, S: *Innovative methodologies for Fast Reactor core Design and Optimization*. In: ICAPP Nice, 2011
- [HJAP13] HOURCADE, E. ; JASSERAND, F. ; AMMAR, K. ; PATRICOT, C.: *SFR core design : a system-driven multi-criteria core optimisation exercice with TRIAD*. In: FR13, Paris, 2013
- [HoOt48] HOEFFDING, WASSILY ; OTHERS: *A class of statistics with asymptotically normal distribution*. In: The Annals of Mathematical Statistics vol. 19, Institute of Mathematical Statistics (1948), Nr. 3, pp. 293–325
- [HoSa96] HOMMA, TOSHIMITSU ; SALTELLI, ANDREA: *Importance measures in global sensitivity analysis of nonlinear models*. In: Reliability Engineering & System Safety vol. 52, Elsevier (1996), Nr. 1, pp. 1–17
- [HoSW89] HORNIK, KURT ; STINCHCOMBE, MAXWELL ; WHITE, HALBERT: *Multilayer feedforward networks are universal approximators*. In: Neural networks vol. 2, Elsevier (1989), Nr. 5, pp. 359–366
- [HSLR10] HABERT, B ; DE SAINT JEAN, C ; LEAL, LUIZ C ; RUGAMA, YOLANDA: *Retroactive generation of covariance matrix of nuclear model parameters using marginalization techniques*. In: Nuclear Science and Engineering vol. 166, Oak Ridge National Laboratory (ORNL) (2010), Nr. 3
- [Ingr11] INGREMEAU, JEAN-JACQUES: *Méthodologie d'optimisation d'un coeur de réacteur à neutrons rapides, application à l'identification de solutions (combustible, coeur, système) permettant des performances accrues: étude de trois concepts de coeurs refroidis à gaz, à l'aide de l'approche*, PhD: Université Paris Sud-Paris XI, 2011
- [Ioos09] IOOSS, BERTRAND: *Contributions au traitement des incertitudes en modélisation numérique*. In: HDR: Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2009
- [Ioos11] IOOSS, BERTRAND: *Revue sur l'analyse de sensibilité globale de modèles numériques*. In: Journal de la Société Française de Statistique, 2011
- [JaRu95] JAMES, KENNEDY ; RUSSELL, EBERHART: *Particle swarm optimization*. In: Proceedings of 1995 IEEE International Conference on Neural Networks, 1995, pp. 1942–1948
- [Jayn57] JAYNES, E T: *Information Theory and Statistical Mechanics*. In: Physical Review vol. 106, American Physical Society, 1957, Nr. 4, pp. 620–630
- [JoSW98] JONES, DONALD R ; SCHONLAU, MATTHIAS ; WELCH, WILLIAM J: *Efficient global optimization of expensive black-box functions*. In: Journal of Global optimization vol. 13, Springer (1998), Nr. 4, pp. 455–492

- [Kepi13] KEPISTY, GRZEGORZ: *Analysis of the transition of ULOF type with Neutronics/Thermal-hydraulics coupling for SFR*, CEA internship report: DEN/DANS/DM2S/SERMA, 2013
- [Kham10] KHAMAKHEM, WASSIM: *Etude de l'évolution du combustible dans des réacteurs rapides de quatrième génération. Impact des données nucléaires sur leur performance.*, PhD: Université Paris-Sud XI, 2010
- [Klei97] KLEIJNEN, JACK P C: *Sensitivity analysis and related analyses: a review of some statistical techniques*. In: Journal of Statistical Computation and Simulation vol. 57, Taylor & Francis (1997), Nr. 1-4, pp. 111–142.
- [KMWG12] KEYES, D E ; MCINNES, LOIS CURFMAN ; WOODWARD, C ; GROPP, W D ; MYRA, E ; PERNICE, M: *Multiphysics Simulations: Challenges and Opportunities* (2012). URL <http://hpc.sagepub.com/content/27/1/4>
- [Krig51] KRIGE, DANIEL: *A Statistical Approach to Some Basic Mine Valuation Problems on the Witwatersrand*. In: Journal of the Chemical, Metallurgical and Mining Society of South Africa vol. 52 (1951), Nr. 6, pp. 119–139
- [Lema12] LEMAIGNAN, CLÉMENT: *Science des matériaux pour le nucléaire* : Publisher: EDP Sciences, collection: Genie Atomique, 2012, ISBN 2 8688 3672 0
- [Lema14] LEMAÎTRE, PAUL: *Analyse de sensibilité en fiabilité des structures*, PhD: Université de Bordeaux 1, 2014
- [LMMP59] LETTVIN, JERRY Y ; MATURANA, HUMBERTO R ; MCCULLOCH, WARREN S ; PITTS, WALTER H: *What the frog's eye tells the frog's brain*. In: Proceedings of the IRE vol. 47, IEEE (1959), Nr. 11, pp. 1940–1951
- [Mart08] MARTIN, NICOLAS: *Développement de la méthode Sn à schémas diamants d'ordres élevés en géométrie 3D cartésienne*. PhD: École polytechnique, 2008
- [Mart11] MARTINEZ, JEAN-MARC: *Analyse de sensibilité globale par décomposition de la Variance*. In: GdR Ondes & Mascot Num. Institut Henri Poincaré, Paris, France, 2011
- [Math70] MATHERON, GEORGES: *La théorie des variables régionalisées et ses applications*. Les cahiers: Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1970
- [MBCP11] MARSAULT, PH. ; BERNARDIN, B. ; CHENAUD, M.S. ; PARON, E. (STAGIAIRE): *Coeur CFV 1500 AIM1 V1 Evaluation du comportement en fonctionnement nominal et durant les transitoires incidentels*. CEA report CEA/DEN/CAD/DER/SESI/LC4G/NT DR17, 2011
- [McBC79] MCKAY, MICHAEL D ; BECKMAN, RICHARD J ; CONOVER, WILLIAM J: *Comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code*. In: Technometrics vol. 21, Taylor & Francis (1979), Nr. 2, pp. 239–245
- [MMGB12] MARTINEZ, JEAN-MARC ; MARREL, AMANDINE ; GILARDI, NICOLAS ; BACHOC, FRANÇOIS: *Krigeage par processus gaussiens Librairie gpLib*, CEA report DEN/DANS/DM2S/STMF/LGLS/RT/12-026/A, 2012
- [MoLa11] MOLLER, J Y ; LAUTARD, J J: *MINARET, a deterministic neutron transport solver for nuclear core calculations*. In: M&C, Rio de Janeiro (2011)
- [Moll12] MOLLER, JEAN-YVES: *Éléments finis courbes et accélération pour le transport de neutrons*, PhD: Université Henri Poincaré Nancy, 2012
- [Morr91] MORRIS, MAX D: *Factorial sampling plans for preliminary computational experiments*. In: Technometrics vol. 33, Taylor & Francis (1991), Nr. 2, pp. 161–174
- [NaSM99] DO NASCIMENTO ABREU PEREIRA, CLÁUDIO MÁRCIO ; SCHIRRU, ROBERTO ; MARTINEZ, AQUILINO SENRA: *Basic investigations related to genetic algorithms in core designs*. In: Annals of Nuclear Energy vol. 26 (1999), Nr. 3, pp. 173–193

- [NeMe65] NELDER, JOHN A ; MEAD, ROGER: *A simplex method for function minimization*. In: The computer journal vol. 7, Br Computer Soc (1965), Nr. 4, pp. 308–313
- [PaBe09] PARK, SUNG Y. ; BERA, ANIL K.: *Maximum entropy autoregressive conditional heteroskedasticity model*. In: Journal of Econometrics vol. 150, Elsevier B.V. (2009), Nr. 2, pp. 219–230
- [PaBe13] PATRICOT, CYRIL ; BERGERON, ANDRÉ: *Note de fonctionnement de Tetar /Cadi*. CEA report, Saclay, 2013, Available upon request, contact : cyril.patricot@cea.fr
- [Patr12] PATRICOT, CYRIL: *Développement d'une démarche d'optimisation pour réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium*, CEA internship report, 2012
- [Patr15] PATRICOT, CYRIL: *Evaluation des impacts méthodologiques lors de simulation de couplages Neutronique / Thermique/ Mécanique*, PhD: école doctorale de l'Ecole Polytechnique, 2016
- [Pbou86] P. BOULINIER : *Les surgénérateurs*. Publisher: Eyrolles, collection: CEA, 1986, ISBN 2 7272 0109 5
- [Pel08] PELLETIER, MICHEL: *Comportement en réacteur de l'aiguille combustible oxyde mixte des RNR*. CEA Presentation, 2008
- [PePh13] PERNOT, PASCAL ; PHYSIQUE, LABORATOIRE DE CHIMIE: *Initiation à la propagation des incertitudes Mesures et incertitudes*. Présentation, 2013. URL http://pagesperso.lcp.u-psud.fr/pernot/Downloads/2013_Form_ED_Slides.pdf
- [Proj13] PROJECT TEAM TRIPOLI-4®: *TRIPOLI-4®, CEA, EDF and AREVA Reference Monte Carlo Code*. In: SNA + MC 2013. Sciences et de l'Industrie, Paris, France, 2013
- [Reus03] REUSS, PAUL: *Précis de neutronique*. Publisher EDP Sciences; collection: Génie Atomique, 2003, ISBN: 9 7828 6883 6373
- [Reyn87] REYNOLDS, CRAIG W: *Flocks, herds and schools: A distributed behavioral model*. In: ACM SIGGRAPH Computer Graphics vol. 21, ACM (1987), Nr. 4, pp. 25–34
- [Rimp95] RIMPAULT, GÉRALD: *Algorithmic features of the ECCO cell code for treating heterogeneous fast reactor subassemblies*. In: Intl. Conf. On Mathematics and Computations, Reactor Physics, and Environmental Analyses, Portland, OR, 1995
- [RoDT08] ROCQUIGNY, E ; DEVICTOR, N ; TARANTOLA, S: *Uncertainty in industrial practice: a guide to quantitative uncertainty management* : J. Wiley, 2008. ISBN 9780470994474
- [RoPe00] ROCHE, L ; PELLETIER, M: *Modelling of the thermomechanical and physical processes in FR fuel pins using the GERMINAL code*. In: MOX Fuel Cycle Technologies for Medium and Long Term Deployment, p322, 2000
- [RTLS06] RUGGIERI, J M ; TOMMASI, J ; LEBRAT, J F ; SUTEAU, C ; PLISSON-RIEUNIER, D ; DE SAINT JEAN, C ; RIMPAULT, G ; SUBLET, J C: *ERANOS 2.1: international code system for GEN IV fast reactor analysis*, Proceedings of the 2006 international congress on advances in nuclear power plants-ICAPP'06, 2006
- [Ruby06] RUBY, JP: *Developpements CATHARE pour le sodium*. CEA report: SSTH/LDAS/2006-002, Grenoble, 2006
- [RuHW86] RUMELHART, DAVID E ; HINTON, GEOFFREY E ; WILLIAMS, RONALD J: *Learning representations by back-propagating errors*. In: Nature vol. 323 (1986), Nr. 6088, pp. 533–536.
- [SaCS00] SALTELLI, A ; CHAN, K ; SCOTT, E M : *Sensitivity analysis* : Publisher Wiley, 2000, ISBN 9 7804 7199 8921
- [SaJa08] SALVATOIRES, M ; JACQMIN, R: *Uncertainty and target accuracy assessment for innovative systems using recent covariance data evaluations*. In: Nuclear Energy Agency, NEA/WPEC-26, 2008

- [SALN12] DE SAINT JEAN, C. ; ARCHIER, P. ; LITAIZE, O. ; NOGUERE, G. ; PENELIAU, Y. ; BERNARD, D. ; VAGLIO-GAUDARD, C. ; LERAY, O.: *Evaluation des covariances des sections efficaces neutroniques mutigroupees des isotopes 253,238U, 239Pu, 241Am, 56Fe, 23Na, 27Al, 155Gd, 59,60Co, 51Vd et 174,177,178,179,180Hf. Livraison d'un jeu de covariances COMAC-CEA : Covariance Matrices from Cadarac*, 2012
- [SANL12] DE SAINT JEAN, C ; ARCHIER, P ; NOGUÈRE, G ; LITAIZE, O ; VAGLIO-GAUDARD, C ; BERNARD, D ; LERAY, O: *Estimation of multi-group cross section covariances of 235,238 U, 239Pu, 241Am, 56Fe, 23Na and 27Al*. In: Physor, Knoxville, USA, 2012
- [Sas06] SAS, OPEN CASCADE: *Salome: The open source integration platform for numerical simulation*, 2006. SALOME avails on: <http://www.salome-platform.org/>
- [SBBC09] SANTAMARINA, A ; BERNARD, D ; BLAISE, P ; COSTE, M ; COURCELLE, A ; HUYNH, T D ; JOUANNE, C ; LECONTE, P ; ET AL.: *The JEFF-3.1. 1 nuclear data library*. In: JEFF Report vol. 22 (2009), Nr. 10.2, p. 2
- [SBBF11] SCIORA, PIERRE ; BLANCHET, DAVID ; BUIRON, LAURENT ; FONTAINE, BRUNO ; VANIER, MARC ; VARAINE, FRÉDÉRIC ; VENARD, CHRISTOPHE ; MASSARA, SIMONE ; ET AL.: *Low void effect core design applied on 2400 MWth SFR reactor*. In: Proceedings of ICAPP, 2011, pp. 2–5
- [SBSV14] DOS SANTOS, NICOLAS ; BLAISE, PATRICK ; SANTAMARINA, A ; VAGLIO-GAUDARD, C ; DE SAINT JEAN, C: *Nuclear data uncertainty propagation on power distributions in large LWR cores*. In: PHYSOR, 2014, pp. 1–13
- [Schn00] SCHNEIDER, DIDIER: *Eléments finis mixtes d'aux pour la résolution numérique de l'équation de la diffusion neutronique en géométrie hexagonale*, PhD: Université Paris VI, 2000
- [Siar14] SIARRY, P ; ALGORITHMES (Hrsg.): *Métaheuristiques: Recuits simulé, recherche avec tabous, recherche à voisinages variables, méthodes GRASP, algorithmes évolutionnaires, fourmis artificielles, essais particuliers et autres méthodes d'optimisation*. Publisher Eyrolles, 2014, ISBN 9 7822 1226 6214
- [Sobo01] SOBOLOV, ILYA M: *Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates*. In: Mathematics and computers in simulation vol. 55, Elsevier, 2001, Nr. 1-3, pp. 271–280
- [STCR04] SALTELLI, ANDREA ; TARANTOLA, STEFANO ; CAMPOLONGO, FRANCESCA ; RATTO, MARCO: *Sensitivity analysis in practice: a guide to assessing scientific models*. Publisher Wiley, 2004, ISBN 0 4708 7093 1
- [Ste87] STEIN, MICHAEL: *Large sample properties of simulations using Latin hypercube sampling*. In: Technometrics vol. 29, Taylor & Francis (1987), Nr. 2, pp. 143–151
- [SVPT13] SCHMITT, D ; VERWAERDE, D ; POUMÉROULY, S ; TÉTART, P ; DARMET, G ; MALIVERNEY, B: *Sample of EDF-R & D 2009-2012 core studies on heterogeneous sodium-cooled fast reactors with low sodium void effect*. In: FR13. Paris, 2013
- [TBBD12] TENCHINE, D ; BAVIERE, R ; BAZIN, P ; DUCROS, F ; GEFFRAYE, G ; KADRI, D ; PERDU, F ; PIALLA, D ; ET AL.: *Status of CATHARE code for sodium cooled fast reactors*. In: Nuclear Engineering and Design vol. 245, 2012, Nr. 0, pp. 140–152
- [TKYF02] TOBITA, Y ; KONDO, SA ; YAMANO, H ; FUJITA, S ; MORITA, K ; MASCHKE, W ; COSTE, P ; PIGNY, S ; ET AL.: *The development of SIMMER-III, an advanced computer program for LMFR safety analysis*. In: Proc. IAEA/NEA Technical Meeting on Use of Computational Fluid Dynamics (CFD) Codes for Safety Analysis Reactors Systems Including Containment, Pisa, Italy, 2002, p. 2002
- [Tomm00] TOMMASI, JEAN: *ERANOS manuel des méthodes - Applications de la théorie des perturbations avec des solveurs de flux diffusion et transport SN en différences finies*. Documentation ERANOS

- [VoKe10] VOUTCHKOV, IVAN ; KEANE, ANDY: *Multi-objective optimization using surrogates*. In: Computational Intelligence in Optimization : Springer, 2010, pp. 155–175
- [WaFe65] WALL, IAN ; FENECH, HENRI: *The application of dynamic programming to fuel management optimization*. In: Nucl. Sci. Eng vol. 22 (1965), Nr. 3, p. 285
- [Wall91] WALLEY, PETER: *Statistical reasoning with imprecise probabilities*. Publisher: Chapman and Hall, 1990, ISBN : 0 4122 8660 2
- [WEDP10] WAGNER, TOBIAS ; EMMERICH, MICHAEL ; DEUTZ, ANDRÉ ; PONWEISER, WOLFGANG: *On expected-improvement criteria for model-based multi-objective optimization*. In: *Parallel Problem Solving from Nature, PPSN XI* : Springer, 2010, pp. 718–727
- [Wiki00] WIKIPÉDIA: *Théorème des quatre couleurs*. URL http://fr.wikipedia.org/wiki/Théorème_des_quatre_couleurs

ANNEXE

<i>Annexe 1 : Méthode d'échantillonnage LHS (Latin Hypercube Sampling)</i>	192
<i>Annexe 2 : Illustration des croisements possibles au sein d'un algorithme génétique</i>	193
<i>Annexe 3 : Fonctionnement de la visualisation cobweb</i>	193
<i>Annexe 4 : Exemple de quadrature Sn</i>	195
<i>Annexe 5 : Maillage des solveurs</i>	195
<i>Annexe 6 : Une interprétation de la décomposition de la variance</i>	196
<i>Annexe 7 : Incertitudes liées aux données nucléaires sur la réactivité du cœur (décomposé sur les groupes d'énergies)</i>	197
<i>Annexe 8 : Incertitudes, en pcm, liées aux données nucléaires sur la vidange du cœur (décompose sur les groupes d'énergies)</i>	198
<i>Annexe 9 : Répartition statistique des variables dans l'espace Pareto optimal</i>	199
<i>Annexe 10 : Analyse de sensibilité de Moris sur la variation de réactivité durant un cycle</i>	200
<i>Annexe 11 : Analyse de sensibilité de Moris sur l'effet de vidange</i>	201
<i>Annexe 12 : Analyse de sensibilité de Moris sur la température maximale du combustible</i>	202
<i>Annexe 13 : Analyse de sensibilité de Moris sur la température maximale du sodium durant l'ULOF</i>	203
<i>Annexe 14 : Matrice de corrélation entre les paramètres et les critères de l'espace Pareto optimal</i>	204
<i>Annexe 15 : Description détaillée des cœurs à hautes performances et à forte performance issue de l'optimisation</i>	205
<i>Annexe 16 : Visualisation détaillée des cœurs à hautes performances et à forte performance issue de l'optimisation</i>	207
<i>Annexe 17 : Puissance par assemblage sur le cas du cœur de référence et du cœur à haute performance sur l'ULOF</i>	209
<i>Annexe 18 : Puissance linéique du cœur de référence et du cœur à haute performance sur l'ULOF</i>	210
<i>Annexe 19 : Impact de la géométrie du faisceau d'aiguilles sur les pertes de charge</i>	211

ANNEXE 1 : MÉTHODE D'ÉCHANTILLONNAGE LHS (LATIN HYPERCUBE SAMPLING)

Les individus du plan d'expérience sont générés aléatoirement selon la méthode LHS (Latin Hypercube Sampling [McBC79]). La méthode consiste à découper l'intervalle de variation de chaque paramètre en n intervalles isoprobabiliste, n étant égale au nombre d'individus à générer. On définit ainsi n^d « cases », d étant le nombre de paramètres. On tire ensuite un individu dans l'espace paramétrique. On détermine dans quelle case il tombe, et on itère le processus en enlevant de l'espace paramétrique les d « lignes » occupées par l'individu généré. Cette méthode permet d'assurer une bonne couverture de l'ensemble de l'espace paramétrique. Notons que le découpage de l'intervalle de variation des paramètres n'est pas nécessairement homogène mais peut suivre une loi donnée.

La figure suivante (issue de la documentation d'URANIE [Gaud10]) illustre cet algorithme. Nous avons une loi uniforme pour le paramètre en ordonnée et normale pour celui en abscisse. La ligne et la colonne en rouge forment le domaine « interdit » par le point tiré en haut à gauche.

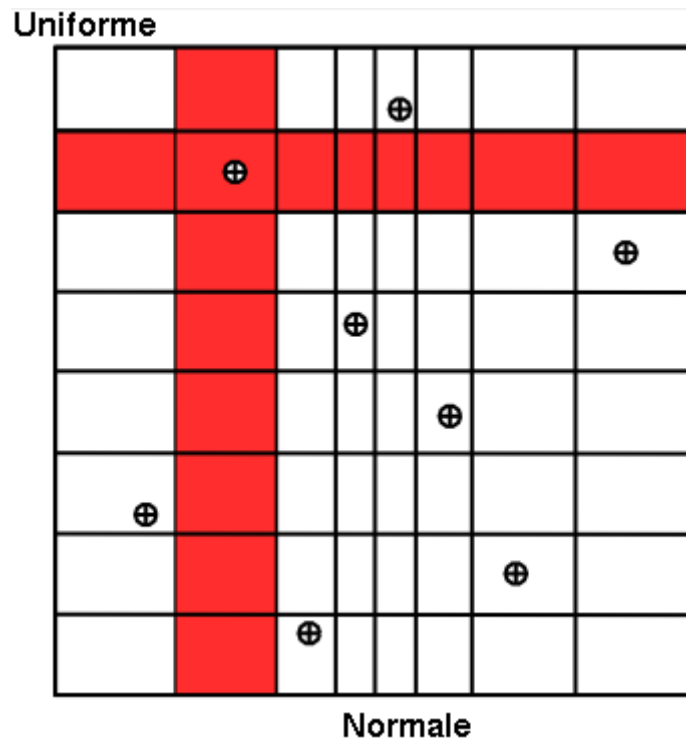


ILLUSTRATION DE LA MÉTHODE LHS. UN PARAMÈTRE EST TIRÉ SUIVANT UNE LOI NORMALE ET UN SECOND EST TIRÉ SUIVANT UNE LOI UNIFORME

ANNEXE 2 : ILLUSTRATION DES CROISEMENTS POSSIBLES AU SEIN D'UN ALGORITHME GÉNÉTIQUE

Les croisements hétérozygotes : on sélectionne aléatoirement des gènes chez le père et chez la mère pour obtenir un nouvel individu. Les gènes tirés peuvent venir indifféremment du chromosome dominant ou récessif. Le fils aura deux nouveaux chromosomes constitués des gènes des parents.

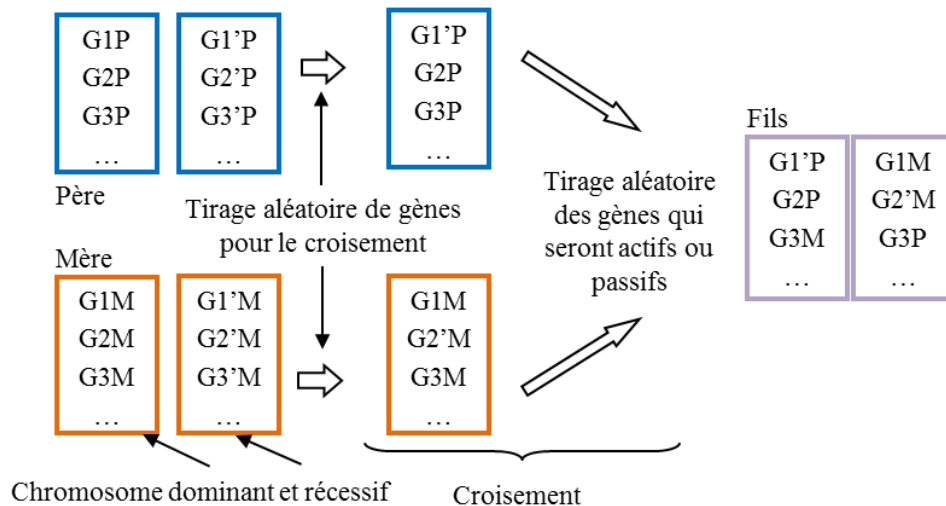


ILLUSTRATION D'UN CROISEMENT HÉTÉROZYGOTES

Les croisements homozygotes: comme précédemment lors de la 1^{ère} étape on tire aléatoirement des gènes chez le père et chez la mère. Par contre, le fils n'hérite pas directement des gènes des parents. Il hérite d'un nouveau gène qui est la résultante des deux gènes parents, pondérée par un coefficient α tiré aléatoirement entre 0 et 1.25.

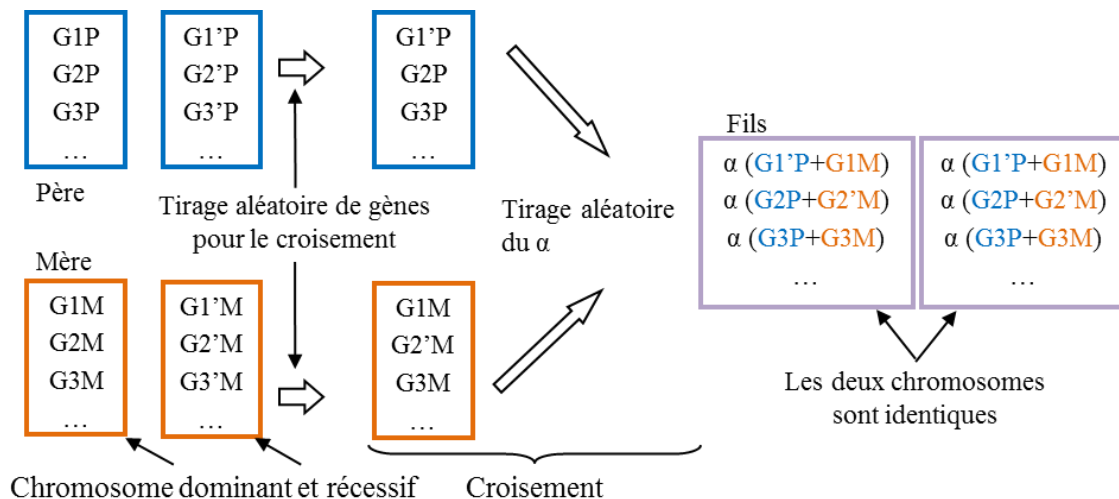


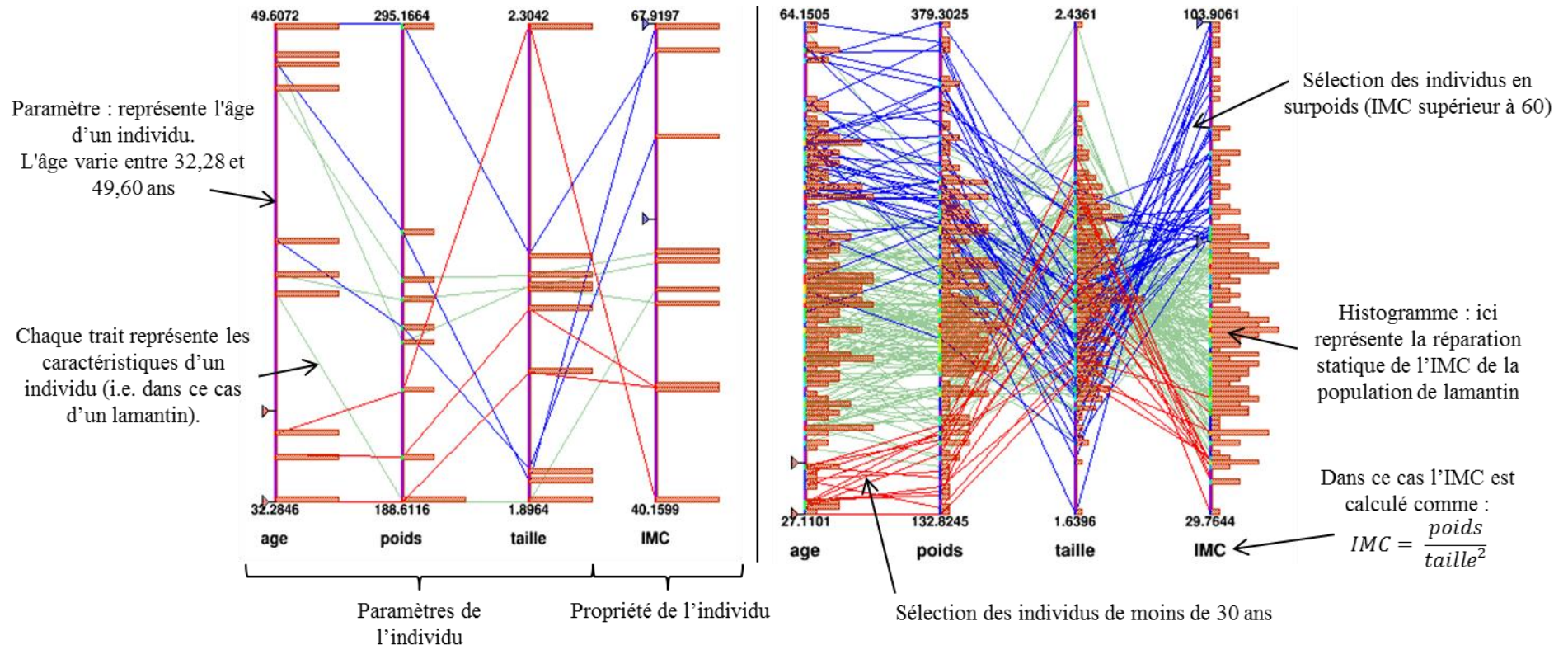
ILLUSTRATION D'UN CROISEMENT HOMOZYGOTE

ANNEXE 3 : FONCTIONNEMENT DE LA VISUALISATION COBWEB

La visualisation cobweb (aussi nommé « coordonnée parallèle ») permet de représenter de manière non ambiguë des problèmes présentant de nombreuses dimensions. Considérons une population constituée d'un ensemble d'individus. Chaque individu est défini par ses paramètres qui permettent de calculer ses propriétés. Dans cette représentation (voir la figure ci-dessous) :

- Chaque fil représente un individu ;
- Chaque barre verticale représente la plage de variation, au sein de la population, d'un paramètre ou d'une propriété. L'histogramme représente sa répartition statistique ;
- Il est possible de visualiser les individus possédant des paramètres ou des propriétés particulières en les sélectionnant.

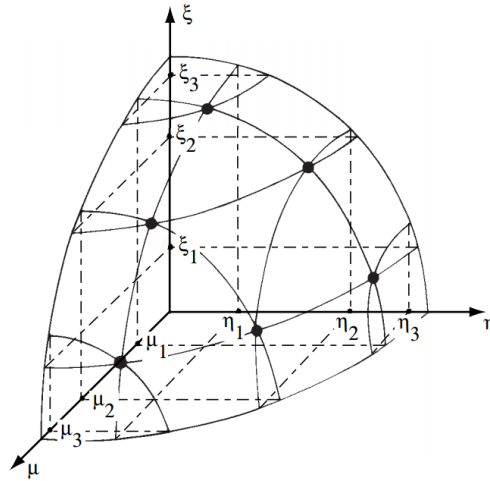
Pour illustrer le propos, la figure ci-dessous permet de visualiser, via un cobweb, une population **fictive** de 10 (à gauche) ou de 200 (à droite) lamantins adulte. On peut constater que les lamantins en surpoids sont généralement âgés. A contrario les lamantins les plus jeunes ont des IMC bien plus faibles (phénomène pouvant surement être lié à une pratique régulière de sport ?).



VISUALISATION COBWEB SUR LE CAS D'UNE POPULATION (FICTIVE) DE LAMANTIN ADULTE

ANNEXE 4 : EXEMPLE DE QUADRATURE SN

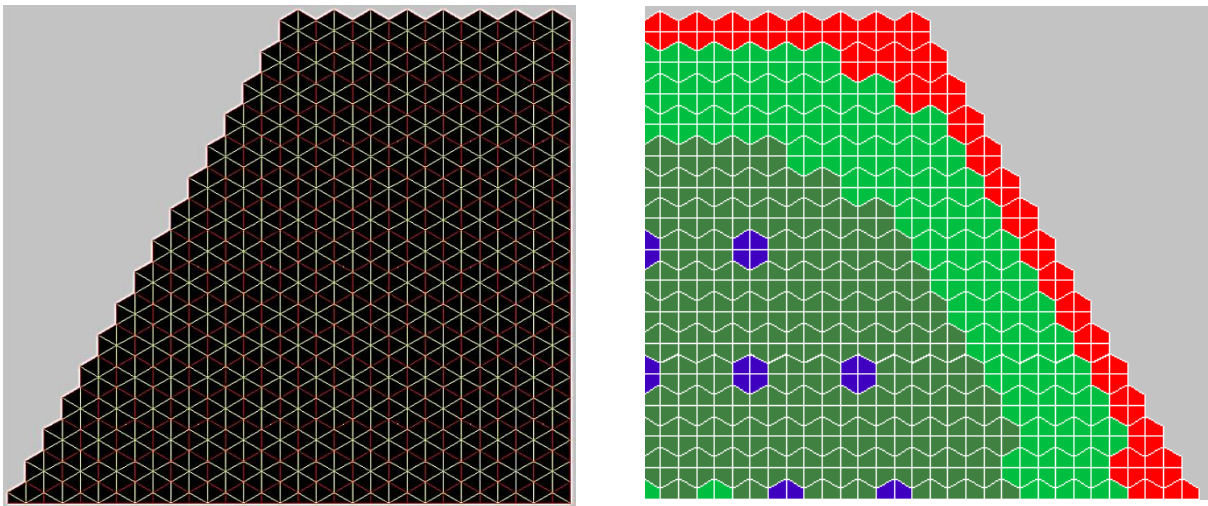
Un solveur transport S_n va, à chaque point de calcul, discrétiser le flux angulaire dans n directions. La figure ci-dessous présente la manière dont est discrétisé le flux angulaire en S6.



EXEMPLE DE QUADRATURE À NIVEAU SYMÉTRIQUE S6, ILLUSTRATION ISSUE DE [MART08]

ANNEXE 5 : MAILLAGE DES SOLVEURS

La figure ci-dessous présente le maillage radial appliqué aux simulations neutroniques du cœur. Le choix du type de l'élément fini dépend du solveur utilisé.



MAILLAGE DES SOLVEURS. À GAUCHE MAILLAGE MINARET, À DROITE MAILLAGE MINOS

ANNEXE 6 : UNE INTERPRÉTATION DE LA DÉCOMPOSITION DE LA VARIANCE

Comme vu au §2.2.2. , qui présente la méthode de combinaison des variances par approximation linéaire, la variance de y se calcule comme :

$$var(y) = \sum_i \left[s_i^2 var(x_i) + \sum_{i \neq j} s_i s_j cov(x_i, x_j) \right]$$

Il est possible de décomposer la variance terme à terme en posant :

$$IMP_{x_i \text{ sur } y} = \text{impact de } x_i \text{ sur } y = s_i^2 var(x_i) + \sum_{i \neq j} s_i s_j cov(x_i, x_j).$$

Attention le terme $IMP_{x_i \text{ sur } y}$ n'est pas une variance. $IMP_{x_i \text{ sur } y}$ peut être négatif si :

$$|\sum_{i \neq j} s_i s_j cov(x_i, x_j)| > s_i^2 var(x_i) \text{ avec } cov(x_i, x_j) < 0$$

Les corrélations entre les variables rendent possible l'existence de terme $IMP_{x_i \text{ sur } y}$ apportant plus d'information que d'incertitude sur la variance de y . Physiquement cela est traduit par un $IMP_{x_i \text{ sur } y}$ négatif.

Les tableaux *Annexe 7* et *8* présentent deux colonnes :

- $IMP \text{ en } pcm$ qui représente $\sqrt{IMP_{x_i \text{ sur } y}}$ (qui peut être imaginaire). Ce terme doit seulement être lu comme un indice de sensibilité : plus un terme a un fort $IMP \text{ en } pcm$, plus il sera fort contributeur à l'incertitude sur y ; et une valeur négative indique que le terme contribue à une réduction de la variance de y (due aux corrélations) d'autant plus importante que son module est grand ;
- $Total \%$ qui représente la contribution, en %, de la variable sur la variance de y :

$$Total \% = \frac{IMP_{x_i \text{ sur } y}}{var(y)} * 100$$

ANNEXE 7 : INCERTITUDES LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LA RÉACTIVITÉ DU CŒUR (DÉCOMPOSÉ SUR LES GROUPES D'ÉNERGIES)

En complément de l'analyse réalisée §2.5.2.6.2 le tableau ci-dessous décompose, sur les groupes d'énergie, l'incertitude sur la réactivité du cœur liée aux données nucléaires de la fission du plutonium 239, de la capture et de la section de diffusion inélastique de l'uranium 238. Les incertitudes présentées prennent en compte des corrélations entre les groupes, c'est pourquoi certaines valeurs peuvent être négatives. Par contre, les incertitudes présentées dans ces tableaux ne prennent pas en compte les corrélations entre les différentes réactions. L'Annexe 6 détaille le contenu des termes *IMP en pcm* et *Total %*.

Groupe Emax/Emin en Mev			Fission Pu239		Capture U238		Inélastique U238	
			IMP en pcm	Total %	IMP en pcm	Total %	IMP en pcm	Total %
1	2,00E+01	1,00E+01	14.3	0.0%	2.4	0.0%	4.3	0.0%
2	1,00E+01	6,07E+00	48.3	0.1%	17.2	0.0%	67.1	0.2%
3	6,07E+00	3,68E+00	93.2	0.4%	30.5	0.0%	178.9	1.6%
4	3,68E+00	2,23E+00	175.5	1.5%	95.6	0.5%	327.6	5.4%
5	2,23E+00	1,35E+00	244.9	3.0%	181.4	1.6%	341.4	5.8%
6	1,35E+00	8,21E-01	256.5	3.3%	249.9	3.1%	224.6	2.5%
7	8,21E-01	4,98E-01	331.4	5.5%	361.5	6.5%	145.6	1.1%
8	4,98E-01	3,02E-01	300.5	4.5%	295.8	4.4%	111.2	0.6%
9	3,02E-01	1,83E-01	326.7	5.3%	297.0	4.4%	124.3	0.8%
10	1,83E-01	1,11E-01	356.5	6.4%	294.4	4.3%	138.9	1.0%
11	1,11E-01	6,74E-02	326.4	5.3%	276.3	3.8%	136.0	0.9%
12	6,74E-02	4,09E-02	304.5	4.6%	254.1	3.2%	50.4	0.1%
13	4,09E-02	2,48E-02	276.2	3.8%	222.7	2.5%	0.0	0.0%
14	2,48E-02	1,50E-02	283.6	4.0%	211.4	2.2%	0.0	0.0%
15	1,50E-02	9,12E-03	237.4	2.8%	164.7	1.4%	0.0	0.0%
16	9,12E-03	5,53E-03	84.6	0.4%	142.5	1.0%	0.0	0.0%
17	5,53E-03	3,35E-03	71.7	0.3%	116.1	0.7%	0.0	0.0%
18	3,35E-03	2,03E-03	57.1	0.2%	29.5	0.0%	0.0	0.0%
19	2,03E-03	1,23E-03	103.8	0.5%	47.0	0.1%	0.0	0.0%
20	1,23E-03	7,49E-04	98.6	0.5%	36.2	0.1%	0.0	0.0%
21	7,49E-04	4,54E-04	76.7	0.3%	29.3	0.0%	0.0	0.0%
22	4,54E-04	3,04E-04	48.0	0.1%	10.8	0.0%	0.0	0.0%
23	3,04E-04	1,49E-04	64.3	0.2%	11.5	0.0%	0.0	0.0%
24	1,49E-04	9,17E-05	32.9	0.1%	5.4	0.0%	0.0	0.0%
25	9,17E-05	6,79E-05	23.5	0.0%	0.8	0.0%	0.0	0.0%
26	6,79E-05	4,02E-05	25.9	0.0%	0.7	0.0%	0.0	0.0%
27	4,02E-05	2,26E-05	2.4	0.0%	0.7	0.0%	0.0	0.0%
28	2,26E-05	1,37E-05	17.0	0.0%	0.7	0.0%	0.0	0.0%
29	1,37E-05	8,32E-06	11.7	0.0%	0.2	0.0%	0.0	0.0%
30	8,32E-06	4,00E-06	8.6	0.0%	0.3	0.0%	0.0	0.0%
31	4,00E-06	5,40E-07	4.1	0.0%	0.1	0.0%	0.0	0.0%
32	5,40E-07	1,00E-07	0.9	0.0%	0.1	0.0%	0.0	0.0%
33	1,00E-07	1,10E-11	0.3	0.0%	0.1	0.0%	0.0	0.0%

INCERTITUDES SUR LA RÉACTIVITÉ DU CŒUR LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES. CALCULÉES AVEC MINOS, EN DIFFUSION, SUR LE CŒUR ASTRID-V1 EN FIN DE VIE AVEC UN RÉFLECTEUR EN OXYDE DE MAGNÉSIUM.

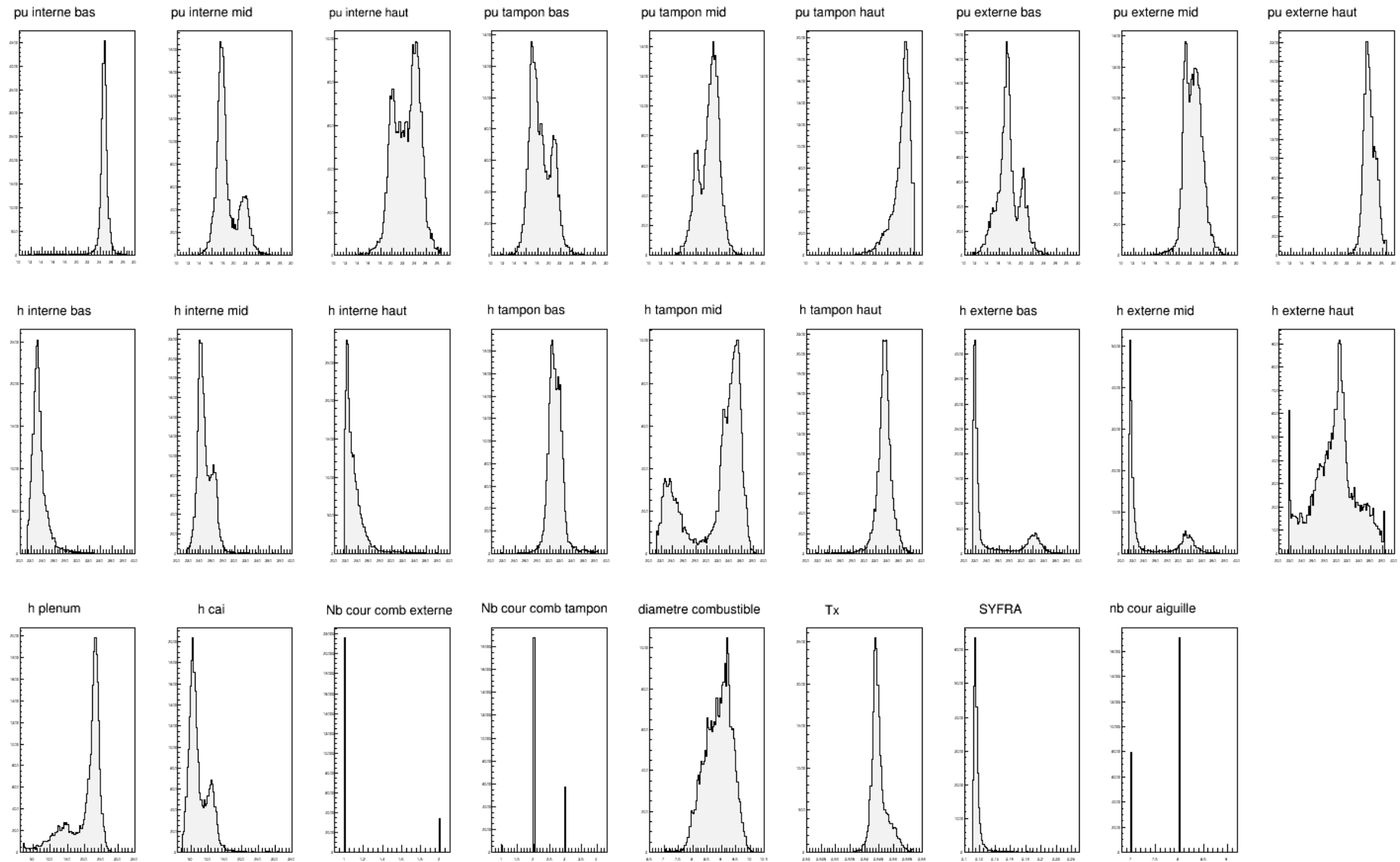
ANNEXE 8 : INCERTITUDES, EN PCM, LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES SUR LA VIDANGE DU CŒUR (DÉCOMPOSE SUR LES GROUPES D'ÉNERGIES)

En complément de l'analyse réalisée §2.5.2.6.3 le tableau ci-dessous décompose, sur les groupes d'énergie, l'incertitude sur la réactivité du cœur liée aux données nucléaires de la fission du plutonium 239, de la capture de la section diffusion inélastique de l'uranium 238, et de la section élastique du sodium. Les incertitudes présentées prennent en compte des corrélations entre les groupes, c'est pourquoi certaines valeurs peuvent être négatives. Par contre, les incertitudes présentées dans ces tableaux ne prennent pas en compte les corrélations entre les différentes réactions. L'Annexe 6 détaille le contenu des termes *IMP en pcm* et *Total %*.

Groupe Emax/Emin en Mev			Fission Pu239		Capture U238		Inélastique U238		Elastique Na23	
			IMP pcm	Total %	IMP pcm	Total %	IMP pcm	Total %	IMP pcm	Total %
1	2,00E+01	1,00E+01	0.6	0.0%	0.2	0.0%	0.6	0.0%	0.2	0.0%
2	1,00E+01	6,07E+00	2.1	0.0%	1.7	0.0%	7.8	0.4%	1.9	0.0%
3	6,07E+00	3,68E+00	4.0	0.1%	2.1	0.0%	16.5	1.8%	2.05i	-0.0%
4	3,68E+00	2,23E+00	8.0	0.4%	7.0	0.3%	34.3	7.8%	11.5	0.9%
5	2,23E+00	1,35E+00	7.4	0.4%	10.0	0.7%	29.0	5.6%	17.5	2.0%
6	1,35E+00	8,21E-01	14.1	1.3%	20.0	2.7%	24.7	4.0%	19.3	2.5%
7	8,21E-01	4,98E-01	16.2	1.7%	27.1	4.9%	14.0	1.3%	20.5	2.8%
8	4,98E-01	3,02E-01	14.9	1.5%	22.3	3.3%	12.4	1.0%	22.0	3.2%
9	3,02E-01	1,83E-01	15.6	1.6%	21.7	3.1%	13.9	1.3%	23.1	3.6%
10	1,83E-01	1,11E-01	9.6	0.6%	15.3	1.6%	12.5	1.0%	23.2	3.6%
11	1,11E-01	6,74E-02	7.8	0.4%	12.6	1.1%	13.8	1.3%	21.8	3.2%
12	6,74E-02	4,09E-02	4.9	0.2%	8.4	0.5%	4.8	0.2%	15.2	1.5%
13	4,09E-02	2,48E-02	4.4	0.1%	6.5	0.3%	0.0	0.0%	10.9	0.8%
14	2,48E-02	1,50E-02	9.52i	-0.6%	10.09i	-0.7%	0.0	0.0%	7.3	0.4%
15	1,50E-02	9,12E-03	7.26i	-0.3%	6.42i	-0.3%	0.0	0.0%	7.84i	-0.4%
16	9,12E-03	5,53E-03	5.14i	-0.2%	4.45i	-0.1%	0.0	0.0%	9.39i	-0.6%
17	5,53E-03	3,35E-03	17.0	1.9%	14.1	1.3%	0.0	0.0%	7.94i	-0.4%
18	3,35E-03	2,03E-03	0.52i	-0.0%	3.4	0.1%	0.0	0.0%	4.94i	-0.2%
19	2,03E-03	1,23E-03	30.0	6.0%	11.1	0.8%	0.0	0.0%	3.36i	-0.1%
20	1,23E-03	7,49E-04	32.7	7.1%	12.2	1.0%	0.0	0.0%	9.66i	-0.6%
21	7,49E-04	4,54E-04	25.4	4.3%	9.7	0.6%	0.0	0.0%	0.72i	-0.0%
22	4,54E-04	3,04E-04	15.7	1.6%	3.2	0.1%	0.0	0.0%	5.15i	-0.2%
23	3,04E-04	1,49E-04	19.2	2.4%	3.1	0.1%	0.0	0.0%	2.4	0.0%
24	1,49E-04	9,17E-05	8.4	0.5%	1.2	0.0%	0.0	0.0%	2.65i	-0.0%
25	9,17E-05	6,79E-05	4.9	0.2%	0.1	0.0%	0.0	0.0%	2.5	0.0%
26	6,79E-05	4,02E-05	2.9	0.1%	0.0	0.0%	0.0	0.0%	2.0	0.0%
27	4,02E-05	2,26E-05	0.22i	-0.0%	0.02i	-0.0%	0.0	0.0%	1.5i	-0.0%
28	2,26E-05	1,37E-05	2.29i	-0.0%	0.0	0.0%	0.0	0.0%	1.03i	-0.0%
29	1,37E-05	8,32E-06	1.96i	-0.0%	0.02i	-0.0%	0.0	0.0%	1.3	0.0%
30	8,32E-06	4,00E-06	1.47i	-0.0%	0.0	0.0%	0.0	0.0%	0.7	0.0%
31	4,00E-06	5,40E-07	0.79i	-0.0%	0.01i	-0.0%	0.0	0.0%	0.64i	-0.0%
32	5,40E-07	1,00E-07	0.19i	-0.0%	0.03i	-0.0%	0.0	0.0%	0.6	0.0%
33	1,00E-07	1,10E-11	0.1i	-0.0%	0.01i	-0.0%	0.0	0.0%	0.3	0.0%

INCERTITUDES SUR LA RÉACTIVITÉ DU CŒUR LIÉES AUX DONNÉES NUCLÉAIRES. CALCULÉES AVEC MINOS, EN
DIFFUSION, SUR LE CŒUR ASTRID-V1 EN FIN DE VIE AVEC UN RÉFLECTEUR EN OXYDE DE MAGNÉSIUM.

ANNEXE 9 : RÉPARTITION STATISTIQUE DES VARIABLES DANS L'ESPACE PARETO OPTIMAL



EN COMPLÉMENT DU **TABLEAU 40** PRÉSENTÉ LORS DU PARAGRAPHE §3.4.5.2. TRAITANT DE « *L'OPTIMISATION MULTI-OBJECTIFS D'UN CŒUR DE RNR-NA AVEC PRISE EN COMPTE DES INCERTITUDES* », LA FIGURE CI-DESSUS PERMET DE VISUALISER LA RÉPARTITION STATISTIQUE DES VARIABLES DANS LE FRONT DE PARETO

ANNEXE 10 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ DURANT UN CYCLE

En complément de la *Figure 67* et *68* le tableau ci-dessous détaille les indices de Morris calculé pour réaliser l'analyse §3.4.3.1.

Paramètre	Variation de réactivité sur un cycle (en pcm)		Paramètre	Écart type sur la variation de réactivité sur un cycle dû à l'incertitude sur les données nucléaires (en pcm)	
	Moyenne	Écart type		Moyenne	Écart type
Diamètre combustible	20,3	14,4	Diamètre combustible	0,65	0,70
Nb cour aiguille	14,5	10,2	Nb cour aiguille	0,57	0,70
SYFRA	9,8	10,9	Pu interne mid	0,30	0,43
Pu externe mid	9,2	13,9	Pu externe mid	0,28	0,46
Pu interne mid	8,7	11,2	SYFRA	0,27	0,42
Pu interne haut	7,9	11,3	Pu externe haut	0,27	0,44
H externe bas	7,8	11,3	H externe bas	0,26	0,46
Pu interne bas	7,7	10,4	Pu externe bas	0,26	0,45
Pu tampon bas	7,5	11,7	Nb cour externe	0,26	0,43
Pu externe bas	7,3	11,1	H tampon mid	0,25	0,41
Nb cour tampon	7,1	11,4	Pu interne haut	0,24	0,38
H interne mid	7,0	10,3	H tampon haut	0,24	0,37
H tampon mid	6,9	10,9	Pu tampon bas	0,24	0,36
Nb cour externe	6,5	9,6	Pu interne bas	0,23	0,37
H externe mid	6,3	9,7	H externe haut	0,23	0,36
H externe haut	6,2	8,6	H interne mid	0,23	0,45
H tampon haut	6,1	9,1	H interne haut	0,22	0,40
Taux de remplissage	5,9	8,9	Nb cour tampon	0,22	0,38
H plenum	5,8	10,5	H externe mid	0,22	0,38
H tampon bas	5,7	9,1	H tampon bas	0,21	0,34
Pu tampon mid	5,5	7,9	Pu tampon mid	0,21	0,32
Pu externe haut	5,5	8,3	Pu tampon haut	0,20	0,35
H interne bas	5,1	8,3	H CAI	0,19	0,30
Pu tampon haut	4,8	7,5	H plenum	0,19	0,33
H interne haut	4,6	6,4	H interne bas	0,19	0,31
H CAI	4,4	6,6	Taux de remplissage	0,18	0,31

ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ DURANT UN CYCLE

ANNEXE 11 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR L'EFFET DE VIDANGE

En complément de la *Figure 69* et *70* le tableau ci-dessous détaille les indices de Morris calculé pour réaliser l'analyse 3.4.3.2.

Paramètre	Effet de vidange		Paramètre	Écart type sur l'effet de vidange dû à l'incertitude sur les données nucléaires (en pcm)	
	Moyenne	Écart type		Moyenne	Écart type
H plenum	30,9	22,6	SYFRA	2,02	0,42
Pu interne bas	27,7	21,5	H plenum	0,69	0,40
H interne bas	26,5	26,2	Pu interne haut	0,54	0,36
H interne mid	24,7	23,6	Pu interne bas	0,42	0,42
H interne haut	23,9	24,4	Pu externe bas	0,40	0,37
H tampon bas	23,1	27,2	H interne bas	0,37	0,47
H tampon haut	22,9	26,7	H tampon mid	0,37	0,47
H tampon mid	22,0	25,8	Nb cour aiguille	0,37	0,45
Pu interne haut	20,3	19,2	Diamètre combustible	0,36	0,46
Pu tampon haut	20,2	17,4	H tampon bas	0,36	0,45
Nb cour externe	18,7	23,3	H tampon haut	0,36	0,45
Nb cour tampon	18,2	23,0	H interne mid	0,35	0,44
H externe haut	18,2	22,0	Pu tampon haut	0,34	0,29
H externe mid	17,4	21,3	H interne haut	0,34	0,43
H externe bas	17,1	21,0	H externe mid	0,33	0,42
Nb cour aiguille	16,4	19,7	H externe haut	0,30	0,37
SYFRA	15,7	18,2	Pu tampon bas	0,30	0,30
Pu externe bas	15,4	13,5	H externe bas	0,30	0,38
Pu tampon bas	15,2	13,8	Pu externe haut	0,29	0,32
Pu externe haut	14,9	14,9	Nb cour externe	0,28	0,36
Diamètre combustible	14,4	16,8	Nb cour tampon	0,26	0,33
Pu externe mid	12,7	16,5	Pu interne mid	0,22	0,28
Pu interne mid	12,6	12,6	Pu externe mid	0,21	0,24
H CAI	12,4	17,9	H CAI	0,21	0,28
Taux de remplissage	10,5	14,5	Taux de remplissage	0,20	0,19
Pu tampon mid	7,4	9,2	Pu tampon mid	0,18	0,25

ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR L'EFFET DE VIDANGE

ANNEXE 12 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU COMBUSTIBLE

En complément de la *Figure 71* le tableau ci-dessous détaille les indices de Morris calculé pour réaliser l'analyse 3.4.3.3.

Température maximale du combustible durant le transitoire ULOF					
Paramètre	Moyenne	Écart type	Paramètre	Moyenne	Écart type
Nb cour aiguille	57,1	47,8	Nb cour tampon	25,0	45,0
Diamètre combustible	50,9	57,9	H tampon mid	24,3	45,8
Pu interne mid	38,0	46,1	H externe mid	23,6	35,8
Pu interne bas	34,7	47,9	Pu tampon haut	22,4	39,2
Pu externe bas	33,6	41,7	H interne haut	22,2	38,4
Pu externe mid	32,6	46,6	H plenum	21,5	35,4
Nb cour externe	29,9	48,9	Taux de remplissage	21,3	38,8
Pu interne haut	28,6	39,6	H interne bas	21,1	37,4
Pu tampon bas	28,2	42,8	SYFRA	21,0	41,2
H externe bas	28,1	38,2	H externe haut	18,4	34,3
H interne mid	26,8	47,5	H tampon haut	15,4	28,0
Pu tampon mid	26,1	41,4	H CAI	15,3	30,0
Pu externe haut	25,7	43,2	H tampon bas	14,9	29,9

ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU COMBUSTIBLE DURANT LE TRANSITOIRE ULOF

ANNEXE 13 : ANALYSE DE SENSIBILITÉ DE MORIS SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT L'ULOF

En complément de la *Figure 72* le tableau ci-dessous détaille les indices de Morris calculé pour réaliser l'analyse 3.4.3.4.

Paramètre	TNa max		Impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle des barres de commande		Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques		Impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire	
	Moyenne	Écart type	Moyenne	Écart type	Moyenne	Écart type	Moyenne	Écart type
Diamètre combustible	7,3	9,6	3,6	4,4	0,9	1,2	0,5	0,4
H CAI	4,3	6,8	2,1	3,4	0,7	1,0	0,3	0,4
H externe bas	3,8	5,5	2,2	3,5	0,7	1,1	0,2	0,4
H externe haut	3,4	5,4	2,0	3,3	0,5	0,9	0,2	0,3
H externe mid	4,2	6,2	1,5	2,5	0,5	0,8	0,3	0,4
H interne bas	5,1	6,7	2,0	3,3	0,8	1,2	0,3	0,4
H interne haut	5,8	7,3	2,6	3,5	0,7	1,0	0,3	0,4
H interne mid	6,5	8,4	2,3	3,5	0,7	1,0	0,2	0,3
H plenum	4,9	6,3	2,2	3,2	0,6	0,9	0,3	0,4
H tampon bas	4,0	5,6	1,9	3,1	0,6	0,9	0,2	0,3
H tampon haut	3,3	5,2	2,1	3,4	0,6	0,9	0,2	0,2
H tampon mid	3,8	5,7	2,3	3,6	0,7	1,1	0,2	0,3
Nb cour aiguille	8,2	8,9	3,3	4,2	0,8	1,1	0,3	0,5
Nb cour externe	5,5	7,2	2,2	3,3	0,7	1,0	0,3	0,4
Nb cour tampon	4,6	6,3	2,0	3,1	0,7	1,0	0,2	0,2
Pu externe bas	5,6	7,8	2,4	3,0	0,6	1,0	0,3	0,4
Pu externe haut	5,7	6,4	2,4	3,5	0,6	0,9	0,4	0,5
Pu externe mid	7,5	8,6	2,5	3,3	0,6	0,9	0,4	0,4
Pu interne bas	7,0	8,2	2,9	3,7	0,8	1,1	0,3	0,4
Pu interne haut	6,8	8,4	2,7	3,4	0,7	1,0	0,4	0,5
Pu interne mid	7,9	9,3	2,7	3,3	0,6	0,9	0,4	0,4
Pu tampon bas	4,3	5,8	2,4	3,6	0,6	0,9	0,3	0,3
Pu tampon haut	5,2	6,4	2,4	3,6	0,6	0,8	0,3	0,3
Pu tampon mid	5,0	6,1	2,4	3,4	0,7	1,0	0,3	0,3
SYFRA	9,7	7,5	3,2	3,2	0,6	0,9	0,4	0,4
Taux de remplissage	2,8	4,2	1,7	2,7	0,5	0,9	0,2	0,4

ANALYSE DE SENSIBILITÉ SUR LA TEMPÉRATURE MAXIMALE DU SODIUM DURANT LE TRANSITOIRE ULOF

ANNEXE 14 : MATRICE DE CORRÉLATION ENTRE LES PARAMÈTRES ET LES CRITÈRES DE L'ESPACE PARETO OPTIMAL

	pu interne bas	h interne bas	pu interne mid	h interne mid	pu interne haut	h interne haut	pu tampon bas	h tampon bas	pu tampon mid	h tampon mid	pu tampon haut	h tampon haut	pu externe bas	h externe bas	pu externe mid	h externe mid	pu externe haut	h externe haut	h plénum	nb cour comb externe	nb cour comb interne	pon diam comb	crit SYFRA	nb cour aig	h cai	Tx	crit Δp	crit Vidange	crit Tna max	crit Eco
pu interne bas	1	0,12	0,1	0,15	0,01	0,03	0,26	0,04	-0,2	-0,1	0,19	0,07	0,11	0,17	-0,1	0,17	0,08	0,3	-0,2	-0,2	0,31	-0	-0,1	-0,1	0,02	0,16	-0,4	0,28	0,01	-0,1
h interne bas	0,12	1	0,47	0,45	-0,5	0,54	0,44	0,48	-0,3	-0,4	-0,1	0,06	0,49	0,49	-0,5	0,57	0,24	0,06	-0,5	0,16	0,52	-0,3	0,02	-0,3	0,37	0,37	-0,2	0,6	0,39	-0,3
pu interne mid	0,1	0,47	1	0,56	-0,7	0,4	0,62	0,32	-0,6	-0,8	0,02	0,06	0,57	0,8	-0,5	0,79	0,44	0,19	-0,7	0,03	0,68	-0,5	0,03	-0,7	0,64	0,49	0,19	0,77	0,48	-0,7
h interne mid	0,15	0,45	0,56	1	-0,5	0,38	0,62	0,31	-0,5	-0,6	0,07	0,12	0,35	0,61	-0,5	0,63	0,33	0,23	-0,6	0,01	0,57	-0,5	-0	-0,6	0,49	0,37	0,11	0,67	0,48	-0,6
pu interne haut	0,01	-0,5	-0,7	-0,5	1	-0,6	-0,4	-0,4	0,54	0,72	0,26	0,06	-0,6	-0,7	0,44	-0,7	-0,3	0,03	0,59	-0,3	-0,5	0,43	-0,2	0,61	-0,6	-0,4	-0,3	-0,7	-0,3	0,57
h interne haut	0,03	0,54	0,4	0,38	-0,6	1	0,29	0,51	-0,3	-0,4	-0,3	-0,1	0,43	0,35	-0,4	0,57	0,12	0,12	-0,4	0,22	0,33	-0,2	0,42	-0,3	0,38	0,23	-0	0,58	0,12	-0,2
pu tampon bas	0,26	0,44	0,62	0,62	-0,4	0,29	1	0,24	-0,6	-0,7	0,17	0,24	0,32	0,73	-0,6	0,65	0,35	0,48	-0,7	-0,2	0,68	-0,6	-0,2	-0,7	0,49	0,46	-0	0,78	0,67	-0,7
h tampon bas	0,04	0,48	0,32	0,31	-0,4	0,51	0,24	1	-0,2	-0,3	-0,1	0,18	0,25	0,27	-0,4	0,39	0,21	0,12	-0,3	0,12	0,33	-0,2	0,16	-0,2	0,18	0,2	-0,1	0,39	0,25	-0,2
pu tampon mid	-0,2	-0,3	-0,6	-0,5	0,54	-0,3	-0,6	-0,2	1	0,69	-0,1	-0	-0,5	-0,7	0,41	-0,7	-0,3	-0,4	0,65	0,15	-0,7	0,41	-0,1	0,66	-0,6	-0,5	-0	-0,8	-0,3	0,6
h tampon mid	-0,1	-0,4	-0,8	-0,6	0,72	-0,4	-0,7	-0,3	0,69	1	-0	-0,1	-0,6	-0,9	0,52	-0,9	-0,5	-0,2	0,78	-0,1	-0,7	0,68	0,01	0,83	-0,7	-0,5	-0,4	-0,8	-0,5	0,85
pu tampon haut	0,19	-0,1	0,02	0,07	0,26	-0,3	0,17	-0,1	-0,1	-0	1	0,21	-0,1	0,07	-0	-0	0,18	0,18	-0	-0,3	0,26	-0,1	-0,3	-0,1	-0,1	0,13	-0,1	-0	0,14	-0,1
h tampon haut	0,07	0,06	0,06	0,12	0,06	-0,1	0,24	0,18	-0	-0,1	0,21	1	-0,2	0,05	-0,2	0,04	0,14	0,25	-0,1	-0,2	0,16	-0,1	-0,2	-0,2	-0,1	0,06	-0,2	0,08	0,28	-0,1
pu externe bas	0,11	0,49	0,57	0,35	-0,6	0,43	0,32	0,25	-0,5	-0,6	-0,1	-0,2	1	0,59	-0,4	0,68	0,3	-0	-0,5	0,16	0,56	-0,2	0,19	-0,4	0,57	0,46	0,06	0,61	0,14	-0,4
h externe bas	0,17	0,49	0,8	0,61	-0,7	0,35	0,73	0,27	-0,7	-0,9	0,07	0,05	0,59	1	-0,6	0,85	0,51	0,24	-0,9	-0	0,79	-0,6	-0,1	-0,8	0,72	0,56	0,2	0,84	0,6	-0,8
pu externe mid	-0,1	-0,5	-0,5	-0,5	0,44	-0,4	-0,6	-0,4	0,41	0,52	-0	-0,2	-0,4	-0,6	1	-0,6	-0,3	-0,4	0,56	0,03	-0,5	0,38	0,08	0,52	-0,4	-0,4	0,14	-0,7	-0,5	0,49
h externe mid	0,17	0,57	0,79	0,63	-0,7	0,57	0,65	0,39	-0,7	-0,9	-0	0,04	0,68	0,85	-0,6	1	0,44	0,3	-0,8	0,02	0,76	-0,5	0,11	-0,8	0,73	0,55	0,12	0,91	0,39	-0,7
pu externe haut	0,08	0,24	0,44	0,33	-0,3	0,12	0,35	0,21	-0,3	-0,5	0,18	0,14	0,3	0,51	-0,3	0,44	1	-0,1	-0,5	0,07	0,46	-0,4	-0,1	-0,5	0,36	0,35	0,24	0,35	0,42	-0,5
h externe haut	0,3	0,06	0,19	0,23	0,03	0,12	0,48	0,12	-0,4	-0,2	0,18	0,25	-0	0,24	-0,4	0,3	-0,1	1	-0,2	-0,6	0,35	-0,1	-0	-0,3	0,05	0,17	-0,5	0,53	0,07	-0,2
h plénum	-0,2	-0,5	-0,7	-0,6	0,59	-0,4	-0,7	-0,3	0,65	0,78	-0	-0,1	-0,5	-0,9	0,56	-0,8	-0,5	-0,2	1	-0	-0,7	0,65	0,08	0,75	-0,7	-0,5	-0,2	-0,8	-0,7	0,8
nb cour comb externe	-0,2	0,16	0,03	0,01	-0,3	0,22	-0,2	0,12	0,15	-0,1	-0,3	-0,2	0,16	-0	0,03	0,02	0,07	-0,6	-0	1	-0,1	0,02	0,13	0,09	0,12	-0,1	0,33	-0,1	0,07	0,05
nb cour combtampon	0,31	0,52	0,68	0,57	-0,5	0,33	0,68	0,33	-0,7	-0,7	0,26	0,16	0,56	0,79	-0,5	0,76	0,46	0,35	-0,7	-0,1	1	-0,5	-0,1	-0,7	0,48	0,6	-0,1	0,8	0,48	-0,7
diam comb	-0	-0,3	-0,5	-0,5	0,43	-0,2	-0,6	-0,2	0,41	0,68	-0,1	-0,1	-0,2	-0,6	0,38	-0,5	-0,4	-0,1	0,65	0,02	-0,5	1	0,11	0,59	-0,5	-0,3	-0,5	-0,5	-0,7	0,86
crit SYFRA	-0,1	0,02	0,03	-0	-0,2	0,42	-0,2	0,16	-0,1	0,01	-0,3	-0,2	0,19	-0,1	0,08	0,11	-0,1	-0	0,08	0,13	-0,1	0,11	1	0,05	0,11	-0	0,13	0,1	-0,4	0,17
nb cour aig	-0,1	-0,3	-0,7	-0,6	0,61	-0,3	-0,7	-0,2	0,66	0,83	-0,1	-0,2	-0,4	-0,8	0,52	-0,8	-0,5	-0,3	0,75	0,09	-0,7	0,59	0,05	1	-0,7	-0,5	-0,3	-0,8	-0,6	0,9
h cai	0,02	0,37	0,64	0,49	-0,6	0,38	0,49	0,18	-0,6	-0,7	-0,1	-0,1	0,57	0,72	-0,4	0,73	0,36	0,05	-0,7	0,12	0,48	-0,5	0,11	-0,7	1	0,42	0,38	0,65	0,39	-0,6
Tx	0,16	0,37	0,49	0,37	-0,4	0,23	0,46	0,2	-0,5	-0,5	0,13	0,06	0,46	0,56	-0,4	0,55	0,35	0,17	-0,5	-0,1	0,6	-0,3	-0	-0,5	0,42	1	-0,1	0,55	0,3	-0,5
crit Δp	-0,4	-0,2	0,19	0,11	-0,3	-0	-0	-0,1	-0	-0,4	-0,1	-0,2	0,06	0,2	0,14	0,12	0,24	-0,5	-0,2	0,33	-0,1	-0,5	0,13	-0,3	0,38	-0,1	1	-0,1	0,29	-0,4
crit Vidange	0,28	0,6	0,77	0,67	-0,7	0,58	0,78	0,39	-0,8	-0,8	-0	0,08	0,61	0,84	-0,7	0,91	0,35	0,53	-0,8	-0,1	0,8	-0,5	0,1	-0,8	0,65	0,55	-0,1	1	0,45	-0,7
crit Tna max	0,01	0,39	0,48	0,48	-0,3	0,12	0,67	0,25	-0,3	-0,5	0,14	0,28	0,14	0,6	-0,5	0,39	0,42	0,07	-0,7	0,07	0,48	-0,7	-0,4	-0,6	0,39	0,3	0,29	0,45	1	-0,7
crit Eco	-0,1	-0,3	-0,7	-0,6	0,57	-0,2	-0,7	-0,2	0,6	0,85	-0,1	-0,1	-0,4	-0,8	0,49	-0,7	-0,5	-0,2	0,8	0,05	-0,7	0,86	0,17	0,9	-0,6	-0,5	-0,4	-0,7	-0,7	1

MATRICE DE CORRÉLATION ENTRE LES PARAMÈTRES ET LES CRITÈRES DE L'ESPACE PARETO OPTIMAL, EN COMPLÉMENT DES L'ANALYSES RÉALISÉES §3.4.5.3. §3.4.5.3.1ET §3.4.5.3.2

ANNEXE 15 : DESCRIPTION DÉTAILLÉE DES CŒURS À HAUTES PERFORMANCES ET À FORTE PERFORMANCE ISSUE DE L'OPTIMISATION

Le tableau ci-dessous détaille les paramètres des configurations de réacteurs présentés §3.4.7. Les teneurs en plutonium sont exprimées en teneur volumique. Les dimensions sont en mm. L'Annexe 16 permet la visualisation des différentes configurations.

Paramètre de l'optimisation	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	Δp	Compromis	Eco	Δp
pu interne bas	Teneur moyenne 21,6	16,1	17,3	15,8	16,7	17,2	14,5
pu interne mid		13,5	13,9	13,3	12,8	14,9	12,6
pu interne haut		18,4	19,1	18,0	19,0	17,3	15,9
pu tampon bas		15,1	12,8	13,4	14,3	14,5	16,0
pu tampon mid		17,2	17,1	17,2	16,2	18,1	13,8
pu tampon haut		20,6	22,5	20,3	20,7	21,1	18,8
pu externe bas		10,0	17,2	11,3	12,5	13,2	16,6
pu externe mid		19,0	19,0	16,7	17,4	18,6	15,2
pu externe haut		20,4	22,0	19,4	20,4	19,4	19,5
h interne bas	800 (bas + mid + haut) mid = 200	252,9	252,6	284,5	231,6	243,8	298,5
h interne mid		225,4	203,8	229,2	225,9	239,2	270,6
h interne haut		219,2	287,3	224,3	231,2	213,5	290,5
h tampon bas	X	315,0	382,6	326,7	326,1	319,4	349,0
h tampon mid	X	274,5	293,1	317,8	262,6	321,6	301,0
h tampon haut	X	349,1	324,5	345,5	352,1	380,6	312,7
h externe bas	900 (bas + mid + haut)	236,3	245,8	225,0	240,4	248,2	269,4
h externe mid		308,7	320,4	258,9	307,8	229,7	337,1
h externe haut		384,4	284,1	398,7	371,9	388,6	315,4
h plenum	300,0	169,5	162,4	147,9	151,0	155,8	150,2
h cai	300,0	40,1	53,2	21,8	31,6	85,2	103,7
nb cour. externe	2	1	1	1	1	1	2
nb cour. tampon	X	2	2	2	2	2	3
nb cour. d'aiguille	8	8	8	8	8	7	8
diamètre extérieur de la pastille de combustible	Donnée confid ntielles	9,25	9,02	9,49	9,56	9,67	9,20
SYFRA		0,10	0,14	0,10	0,10	0,11	0,12
taux de remplissage		0,848	0,851	0,846	0,847	0,854	0,852
Description de l'aiguille	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	Δp	Compromis	Eco	Δp
porosité	Données confidentielles	0,955	0,955	0,955	0,955	0,955	0,955
rapport O/M							
diamètre du trou central de l'aiguille		2,24	2,12	2,34	2,34	2,21	2,15
diamètre du combustible		9,25	9,02	9,49	9,56	9,67	9,20
épaisseur du jeu pastille gaine		0,14	0,13	0,14	0,14	0,14	0,14
diamètre intérieur gaine		9,52	9,28	9,77	9,85	9,96	9,48
épaisseur de la gaine							
diamètre extérieur gaine		10,52	10,28	10,77	10,85	10,96	10,48
diamètre du fil espaceur		1,01	1,35	1,07	1,05	1,17	1,15
jeu entre les aiguilles							
pas du fil espaceur							
nombre de couronnes d'aiguille	8	8	8	8	8	7	8
nombre d'aiguilles par assemblage	217	217	217	217	217	169	217
pas entre deux aiguilles	10,8	11,63	11,73	11,94	11,99	12,22	11,72
Description du boîtier	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	Δp	Compromis	Eco	Δp
entreplat interne du boîtier	161,51	173,86	175,42	178,47	179,22	161,51	175,19
épaisseur du boîtier	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50
entreplat externe du boîtier	170,51	182,86	184,42	187,47	188,22	170,51	184,19
jeu entre les boîtiers	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50	4,50
distance sommet à sommet du boîtier	186,50	200,75	202,56	206,08	206,94	186,49	202,30
pas entre deux boîtiers	175,01	187,36	188,92	191,97	192,72	175,01	188,69

Fraction volumique	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	$\Delta\rho$	Compromis	Eco	$\Delta\rho$
fraction volumique de combustible	40,85	43,08	40,42	43,15	43,51	42,35	42,26
fraction volumique de sodium	29,14	28,23	31,61	28,48	28,16	29,48	29,53
fraction volumique d'acier AIM1	12,48	11,82	11,82	11,60	11,56	11,16	11,77
fraction volumique d'acier EM10	9,76	9,15	9,07	8,94	8,90	9,76	9,08
fraction volumique d'acier	22,23	20,97	20,89	20,53	20,46	20,92	20,85
fraction volumique de vide	7,78	7,72	7,08	7,84	7,87	7,26	7,36
Description du cœur	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	$\Delta\rho$	Compromis	Eco	$\Delta\rho$
nb cour cœur interne	7	7	7	7	7	7	5
nb cour cœur tampon	3	2	2	2	2	2	3
nb cour cœur externe	1	1	1	1	1	1	2
nb assemblage cœur interne	60	129	129	129	129	129	60
nb assemblage cœur tampon	117	102	102	102	102	102	117
nb assemblage cœur externe	114	60	60	60	60	60	114
Critère de l'optimisation	Cœur de référence	Cœur haute performance				Cœur forte performance	
		Eco	ULOF	$\Delta\rho$	Compromis	Eco	$\Delta\rho$
variation de réactivité sur un cycle ($\Delta\rho$)	1593	1604	1608	1305	1412	1733	728
3σ sur $\Delta\rho$	221	205	203	179	188	217	138
critère sur $\Delta\rho$	1814	1809	1811	1485	1600	1950	865
effet de vidange	-207,7	-506,8	-607,6	-522,8	-618,2	-605,2	641,9
3σ sur le coefficient de vidange pcm	368,1	363,2	426,5	377,5	373,5	396,9	333,6
critère sur le coefficient de vidange	160,5	-143,6	-181,1	-145,3	-244,7	-208,3	975,5
GR	0,0	-0,1	-0,1	0,0	-0,1	-0,05	0,03
maximum de DPA	110,7	106,5	100,9	99,8	99,1	115,2	93,5
TNa max	901,1	890,5	854,6	878,8	871,4	935,6	901,4
impact d'une suppression de l'insertion par dilatation différentielle de barres de commandes	80,9	62,7	47,5	55,4	56,6	61,6	63,9
impact d'une division par deux de l'inertie de la pompe primaire	9,1	11,4	8,0	9,3	9,3	9,7	10,0
3σ Incertitudes dues aux contre-réactions neutroniques	10,8	11,5	10,3	11,0	13,2	10,2	6,6
critère TNa max	947,9	934,5	888,8	917,6	912,9	976,1	939,3
TNa max dans le pire scénario	1001,8	976,1	920,3	954,5	950,5	1017,1	981,9
delta de pression gravitaire	37636	34772	35322	34866	34571	35703	35329
delta de pression fortement	39133	35877	12218	28357	27191	41923	21309
delta de pression pompe	76769	70649	47540	63223	61762	77626	56638
température maximale du combustible durant l'ULOF	2213,6	2160,9	2181,5	2082,2	2156,8	2485,3	2048,5
diamètre du cœur	3251	3481	3510	3566	3580	3251	3505
hauteur du cœur	1500	1148	1216	1160	1124	1263	1217
volume du cœur	12,45	10,93	11,76	11,59	11,31	10,48	11,74
volume du plenum	2,79	2,46	2,76	2,62	2,50	2,56	1,68
masse plutonium	4,93	5,40	5,55	5,67	5,71	4,82	5,74
critère économique	1,17	1,04	1,19	1,19	1,16	0,86	1,23

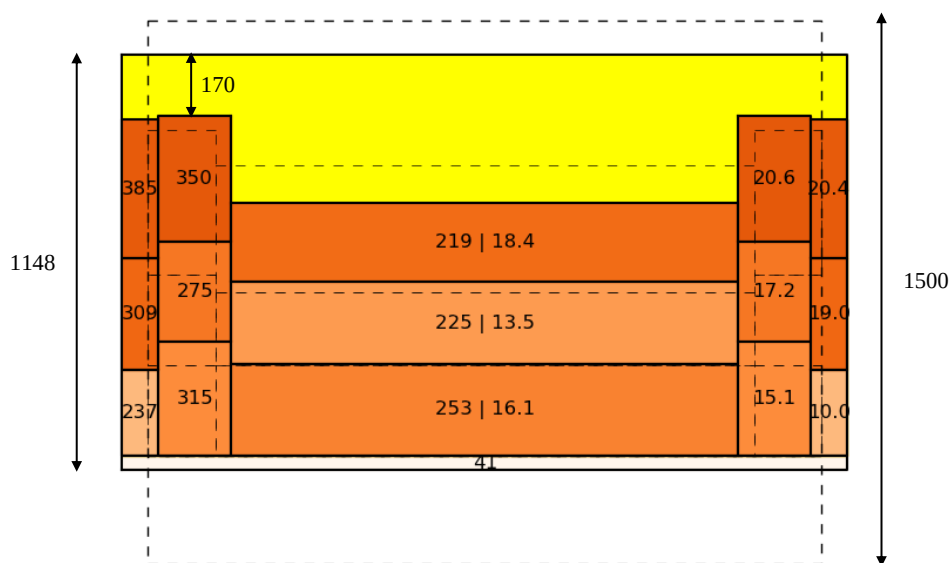
DESCRIPTION DÉTAILLÉE DES CŒURS À HAUTES PERFORMANCES ET À FORTE PERFORMANCE ISSUE DE L'OPTIMISATION (DONNÉE DU CŒUR DE RÉFÉRENCE PROVENANT DE [CDMV13])

Rappel : Les performances que nous affichons pour le réacteur de référence ne présument pas des performances d'ASTRID.

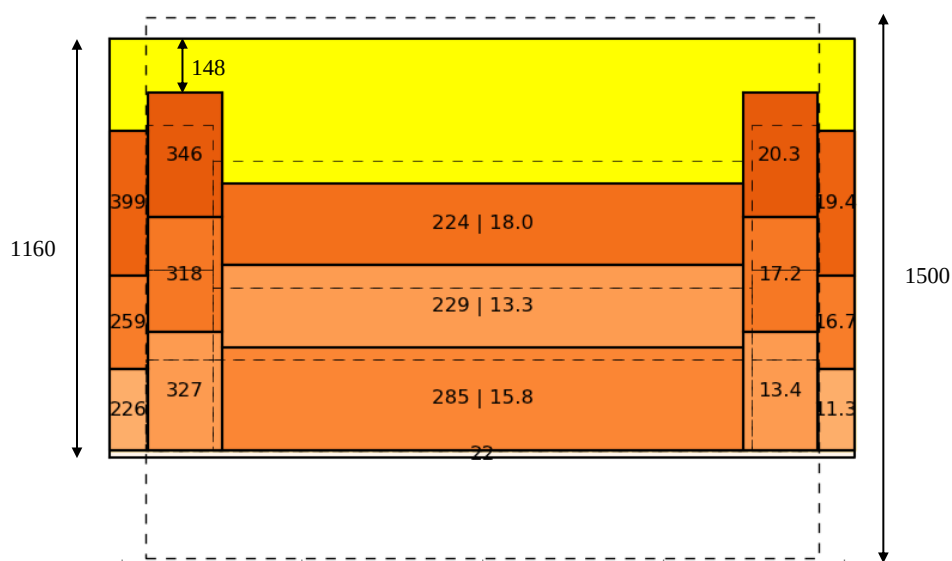
ANNEXE 16 : VISUALISATION DÉTAILLÉE DES CŒURS À HAUTES PERFORMANCES ET À FORTE PERFORMANCE ISSUE DE L'OPTIMISATION

Les figures ci-dessous illustrent les paramètres des configurations de réacteurs présentés §3.4.7. et *Annexe 15*. La visualisation suivante montre les coupes Rz des cœurs. Les chiffres à gauche indiquent les hauteurs des différentes zones, à droite on peut lire les teneurs en plutonium des différentes zones. Les pointillés représentent le cœur de référence.

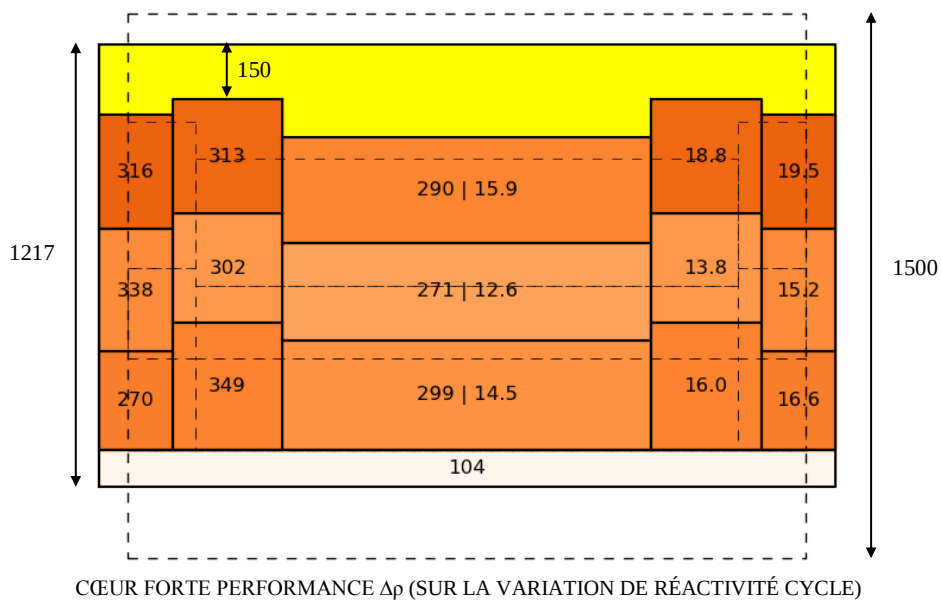
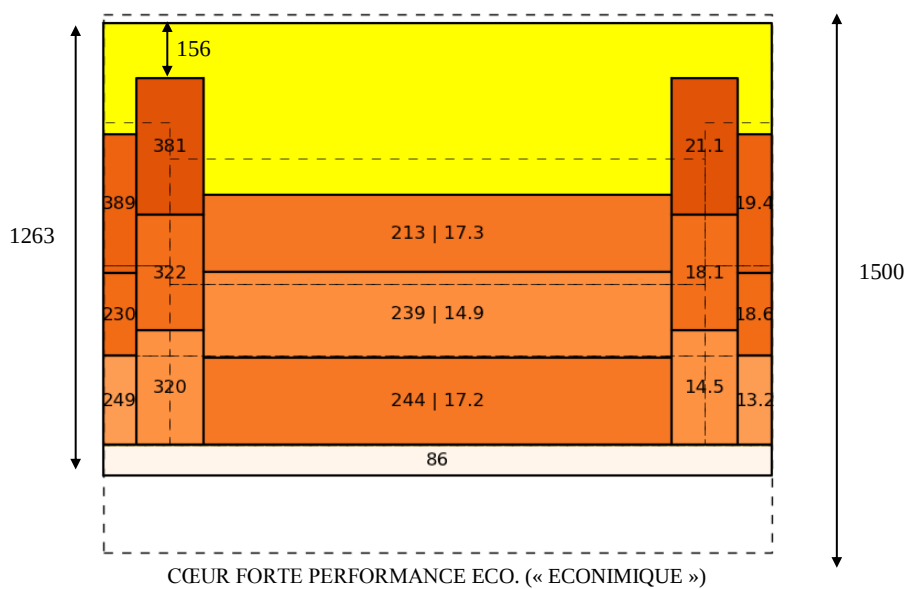
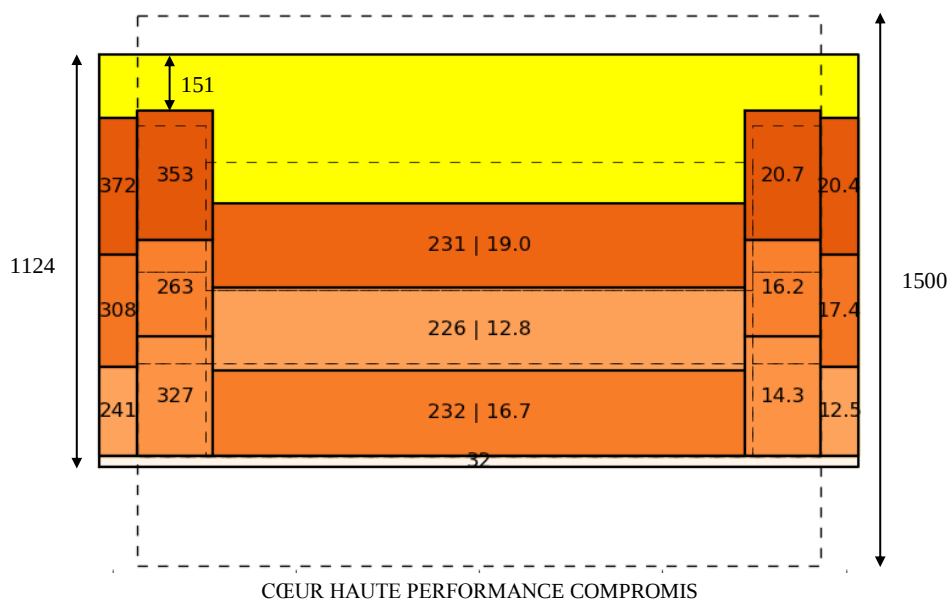
Rappel : Le cœur à haute performance ULOF est analysé §3.4.7.1.



CŒUR HAUTE PERFORMANCE ECO. (« ECONIMIQUE »)

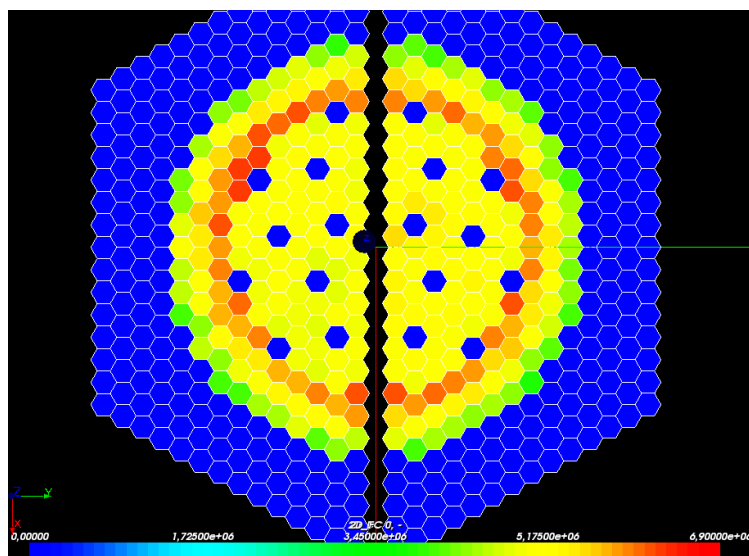


CŒUR HAUTE PERFORMANCE $\Delta\rho$ (SUR LA VARIATION DE RÉACTIVITÉ CYCLE)



ANNEXE 17 : PUISSANCE PAR ASSEMBLAGE SUR LE CAS DU CŒUR DE RÉFÉRENCE ET DU CŒUR À HAUTE PERFORMANCE SUR L'ULOF

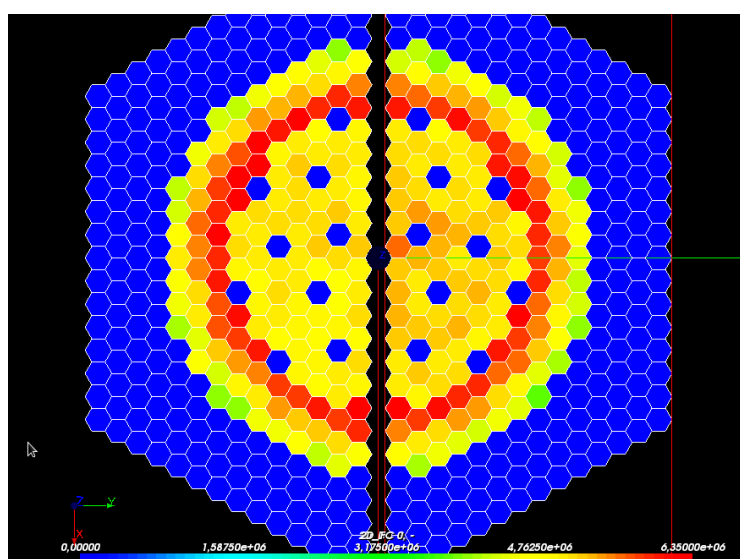
Données complémentaires à l'analyse du « cœur à haute performance sur l'ULOF » présenté §3.4.7.1.



PUISSANCE PAR ASSEMBLAGE DU CŒUR DE RÉFÉRENCE. À GAUCHE LE DÉBUT DE CYCLE, À DROITE LA FIN DE CYCLE

Puissance par assemblage en MW	Cœur de référence		Cœur haute performance ULOF	
	Début de cycle	Fin de cycle	Début de cycle	Fin de cycle
Moyenne			5,12	
Écart type	0,46	0,29	0,51	0,52
Maximum	6,9	6,1	6,3	6,2

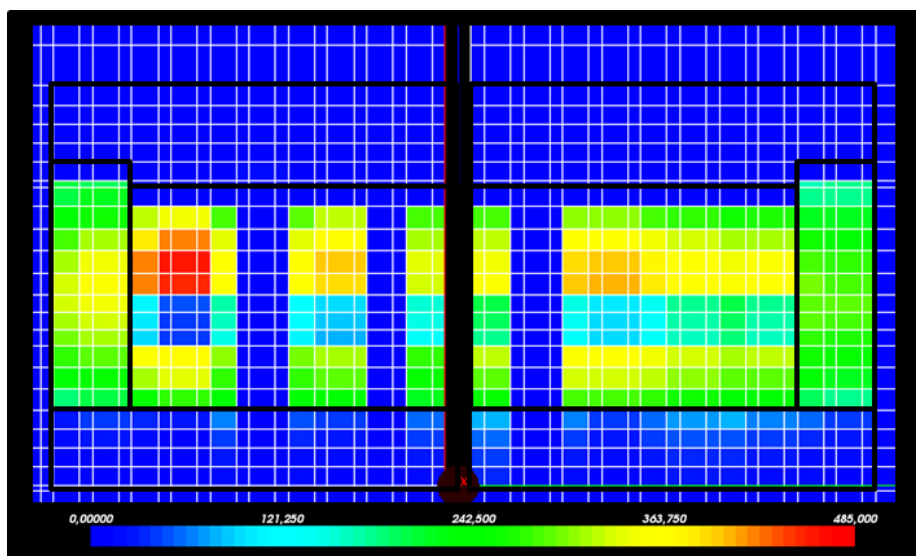
DONNÉES STATISTIQUES SUR LA PUISSANCE PAR ASSEMBLAGE



PUISSANCE PAR ASSEMBLAGE DU CŒUR À HAUTE PERFORMANCE SUR L'ULOF. À GAUCHE LE DÉBUT DE CYCLE À DROITE LA FIN DE CYCLE

ANNEXE 18 : PUISSANCE LINÉIQUE DU CŒUR DE RÉFÉRENCE ET DU CŒUR À HAUTE PERFORMANCE SUR L'ULOF

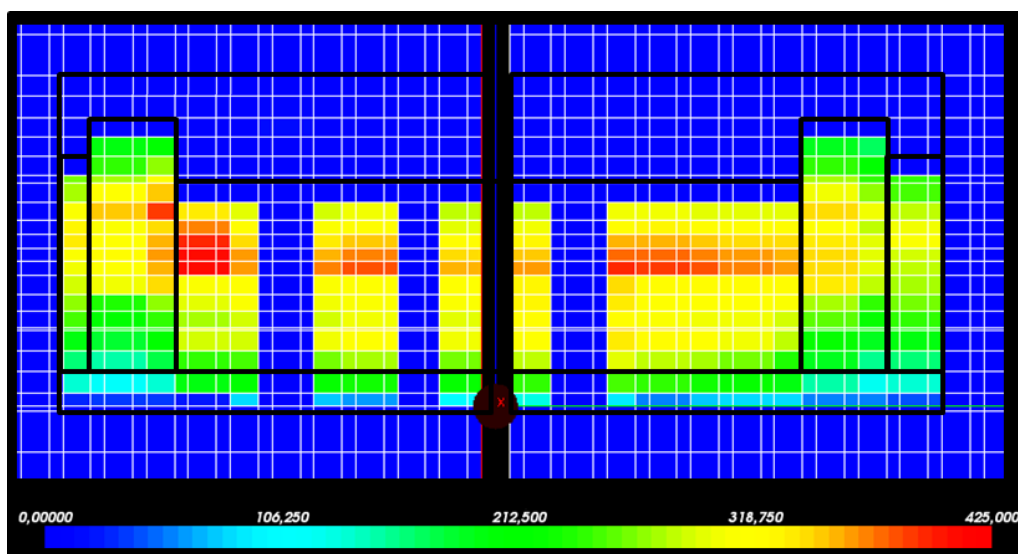
Données complémentaires à l'analyse du « cœur à haute performance sur l'ULOF » présenté §3.4.7.1.



TRAVERSE DE PUISSANCE LINÉIQUE DU CŒUR DE RÉFÉRENCE. À GAUCHE LE DÉBUT DE CYCLE, À DROITE LA FIN DE CYCLE

Puissance linéique dans le combustible fissile en W/cm	Cœur de référence		Cœur haute performance ULOF	
	Début de cycle	Fin de cycle	Début de cycle	Fin de cycle
Moyenne	293	281	275	273
Écart type	66	62	65	61
Maximum	<i>Données confidentielles</i>		424	403

DONNÉES STATISTIQUES SUR LA PUISSANCE LINÉIQUE



TRAVERSE DE PUISSANCE LINÉIQUE DU CŒUR À HAUTE PERFORMANCE SUR L'ULOF. À GAUCHE LE DÉBUT DE CYCLE, À DROITE LA FIN DE CYCLE

ANNEXE 19 : IMPACT DE LA GÉOMÉTRIE DU FAISCEAU D'AIGUILLES SUR LES PERTES DE CHARGE

La modélisation des pertes de charge dans TETAR [PaBe13] est basée sur la loi de Pontier (utilisé par CATHARE [Ruby06]) :

$$\Delta P = \Lambda \frac{l}{D_h} \frac{\rho v^2}{2} f$$

Ou :

$$f = e^{\left[1+4.6\left(\frac{p}{d_{aig}}-1\right)\right]\alpha}$$

Et :

$$\Lambda = \left\{ -2 \log_{10} \left[\frac{\varepsilon}{3.7 D_h} + \left(\frac{6.81}{Re} \right)^{0.9} \right] \right\}^{-2}$$

Avec : l la hauteur de l'assemblage
 D_h le diamètre hydraulique
 ρ la densité du sodium
 v la vitesse du fluide
 p le pas de réseau d'aiguilles
 d_{aig} le diamètre de l'aiguille
 $\alpha = \pi d_{aig} / h$ où h est le pas du fil espaceur
 ε la rugosité des aiguilles en mètre
 Re le nombre de Reynolds

Le tableau ci-dessous présente l'impact sur les pertes de charge d'une modification de la géométrie du faisceau d'aiguille. **Cette analyse suppose uniquement que le débit reçu par l'assemblage est constant.** Cette hypothèse est pertinente car, lors des exercices d'optimisation, la puissance du cœur et le nombre total d'assemblages qui le composent sont constants. Les autres paramètres sont mis à jour après chaque modification.

Impact de la perturbation	Diamètre de l'aiguille (valeur de référence à 10mm)		Diamètre du fil espaceur (valeur de référence à 1mm)		Nombre de couronnes d'aiguilles (valeur de référence à 9 couronnes)	
	+10%	-10%	+10%	-10%	9 → 10	9→8
v^2	-21,3%	29,6%	-11,4%	13,7%	-30,9%	50,2%
$1/D_h$	-3,2%	3,5%	-5,0%	5,7%	0,9%	-1,1%
Λ	2,0%	-2,1%	0,2%	-0,2%	4,5%	-4,6%
f	0,0%	0,0%	0,6%	-0,6%	0,0%	0,0%
Variation total de ΔP	-22,5%	31,1%	-15,6%	18,6%	-25,5%	44,5%

DÉCOMPOSITION DE L'IMPACT DE LA GÉOMÉTRIE DU FAISCEAU D'AIGUILLES SUR LES DIFFÉRENTS TERMES DE L'ÉQUATION DES PERTES DE CHARGE

Cette analyse permet de constater que les pertes de charge sont liées, au 1^{er} ordre, à la vitesse du fluide dans l'assemblage. **Rajouter une couronne d'aiguilles, augmenté le diamètre de la gaine ou augmenter le diamètre du fil espaceur permet une forte réduction des pertes de charge (voir le tableau ci-dessus).** De plus, l'équation de ΔP montre une proportionnalité directe entre la hauteur du cœur et les pertes de charge.