



HAL
open science

Optimisation du pilotage d'un Réacteur à Eau Pressurisée dans le cadre de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Mathieu Muniglia

► **To cite this version:**

Mathieu Muniglia. Optimisation du pilotage d'un Réacteur à Eau Pressurisée dans le cadre de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires. Physique Nucléaire Théorique [nucl-th]. Université Paris Saclay (COMUE), 2017. Français. NNT : 2017SACLS261 . tel-01678043

HAL Id: tel-01678043

<https://theses.hal.science/tel-01678043v1>

Submitted on 8 Jan 2018

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

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

NNT : 2017SACLS261

THÈSE DE DOCTORAT

DE
L'UNIVERSITÉ PARIS-SACLAY

PRÉPARÉE À
L'UNIVERSITÉ PARIS-SUD

ÉCOLE DOCTORALE N° 576

Particules, Hadrons, Énergie, Noyau, Instrumentation, Imagerie, Cosmos et
Simulation (PHENICS)

Spécialité de doctorat : Énergie Nucléaire

Par

Mathieu MUNIGLIA

Intitulée

**Optimisation du pilotage d'un Réacteur à Eau Pressurisée dans le cadre
de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires**

Présentée et soutenue publiquement au CEA, le 22 Septembre 2017.

Composition du Jury :

Pr.	TIINA SUOMIJÄRVI	CNRS-IPNO	(Présidente)
	Professeure		
Dr.	GILLES MATHONNIÈRE	CEA/I-tésé	(Examineur)
	Ingénieur-Chercheur		
Dr.	ALEXIS NUTTIN	IN2P3/LPSC	(Rapporteur)
	Directeur de recherche		
Pr.	LEONARDO VANNESCHI	NOVA IMS	(Rapporteur)
	Professeur associé		
Pr.	SYLVAIN DAVID	CNRS-IPNO	(Directeur de thèse)
	Professeur		
Pr.	SÉBASTIEN VEREL	ULCO/LISIC	(Directeur de thèse)
	Professeur		
Dr.	JEAN-CHARLES LE PALLEC	CEA/SERMA	(Examineur)
	Ingénieur-Chercheur		
M.	JEAN-MICHEL DO	CEA/SERMA	(Membre invité)
	Ingénieur		

Remerciements

Ces trois années de thèse ont été une étape structurante dans mon parcours professionnel et je dois la réussite de ce projet à l'écoute et aux conseils de toutes les personnes qui m'ont soutenue pendant ces années. Je tiens tout d'abord à remercier Jean-Charles Le Pallec et Jean-Michel Do, mes encadrants au CEA et initiateurs du projet, avec qui j'ai commencé à travailler durant mon stage de fin d'études. En plus d'avoir monté le projet, je les remercie chaleureusement pour l'accueil qu'ils m'ont réservé, pour le temps passer à travailler avec eux et pour leurs conseils avisés. Je remercie également Sébastien Verel, mon directeur de thèse, sans qui ce travail n'aurait pas été ce qu'il est devenu. Son expertise dans le domaine des algorithmes d'optimisation et sa clairvoyance se sont avérées essentielles à la réussite de ce projet. Je remercie également Sylvain David, mon second directeur de thèse, pour son recul vis-à-vis du sujet qui m'a permis d'éviter un certain nombre d'écueils. Je remercie également Gilles Arnaud et Hubert Gard pour le temps passer à discuter avec eux et pour leurs apports techniques indispensables.

J'aimerais ensuite remercier tous les membres du SERMA et plus particulièrement Marc Delpech, Frédéric Damian, Cheikh Diop et Patrick Blanc-Tranchant pour leur soutien et leur confiance, Michele Quéré et Jocelyne Corona pour leur aide précieuse, Frédéric Moreau, Jean-Jacques Lautard et Anne-Marie Baudron pour leurs conseils et leur écoute. Mes remerciements vont également à Claude Mounier pour sa disponibilité et sa gentillesse. J'aimerais également remercier Roland Lenain pour ses conseils avisés et pertinents. Ces trois ans de thèse n'auraient pas été aussi agréables sans la compagnie de Henri, Michel, Daniele, Laurent, Léandre, Laura, Thomas, Alexandre et tous les autres que je ne cite pas, mais qui se reconnaîtront, je les en remercie vivement.

Une pensée chaleureuse va également à toute ma famille pour leur soutien et leurs encouragements. Je remercie tout particulièrement mes parents, mes deux grand-mères et mon frère pour leur amour et leur écoute à toute épreuve. Je n'oublie bien évidemment pas mes deux grands-pères qui furent et qui resteront des modèles pour moi. Finalement, je remercie Eléna, mon amour, pour sa patience sans faille et sa présence au quotidien.



Table des matières

Introduction	9
1 Contexte et spécification du cas d'étude	15
1.1 Évolution du mix électrique français	16
1.2 Principe d'exploitation d'un réseau électrique	19
1.2.1 Niveau de fiabilité	19
1.2.2 Marchés de l'électricité	20
1.3 Exigences et particularités du réseau français	21
1.4 Présentation du parc nucléaire français	23
1.4.1 Familles de réacteurs	23
1.4.2 Présentation du palier P4	24
1.4.2.1 Caractéristiques techniques du cœur	24
1.4.2.2 Principe du pilotage	28
1.4.2.3 Valeurs de consigne	37
1.5 Définition du problème d'optimisation	39
1.5.1 Variables ajustables	39
1.5.2 Critères à optimiser	40
1.5.3 Contraintes vis-à-vis de la sûreté	42
1.5.3.1 Intéraction pastille-gaine	43
1.5.3.2 Rapport d'échauffement critique	44
1.5.3.3 Poids des barres	45
1.5.3.4 Marges d'antiréactivité	46
1.6 Périmètre et objectifs de la thèse	47
1.6.1 Choix du réacteur étudié	47
1.6.2 Choix du scénario de suivi de charge	48
1.6.3 Objectifs de la thèse	49
1.7 Conclusion	52
I Établissement d'un modèle du réacteur de type simulateur	53
2 État de l'art de la modélisation - Choix des modèles	57
2.1 Modélisation 3D du cœur de réacteur	58
2.1.1 Neutronique	58
2.1.1.1 État de l'art - Méthodologie de calcul	58
2.1.1.2 Découplage des aspects spatiaux et temporels	61
2.1.1.3 Modèles d'évolution isotopique des poisons	63

2.1.2	Modélisation de la régulation par les barres de commande	68
2.1.2.1	Régulation de la température du fluide primaire	69
2.1.2.2	Compensation de puissance	70
2.1.3	Thermohydraulique du fluide primaire	71
2.1.3.1	État de l'art - Équations de conservation	71
2.1.3.2	Modélisation mise en œuvre	73
2.1.3.3	Justification des hypothèses	75
2.1.4	Physico-chimie du combustible	77
2.1.4.1	État de l'art - Comportement du combustible	77
2.1.4.2	Modélisation mise en œuvre	81
2.1.4.3	Justification des hypothèses	82
2.1.5	Couplages multi-physiques	83
2.2	Échanges thermiques entre les circuits primaire et secondaire	84
2.2.1	Principes des échangeurs thermiques	84
2.2.2	Caractéristiques du GV étudié	87
2.2.3	État de l'art - Modélisation du GV	89
2.2.4	Modélisation mise en œuvre	90
2.2.5	Justification des hypothèses	93
2.3	Modélisation de la partie conventionnelle	94
2.4	Conclusion	94

3 Mise au point d'un schéma de calcul du réacteur pour l'analyse d'un transitoire de suivi de charge 97

3.1	Établissement de la courbe de calibrage	98
3.1.1	Principe	98
3.1.2	Analyse des différents effets en réactivité	99
3.1.3	Influence du Burn-up	101
3.2	Présentation du schéma de calcul	103
3.2.1	Vue d'ensemble	103
3.2.2	Mouvements des GCP	104
3.2.3	Ajustement de la température et de l' <i>axial offset</i>	105
3.2.3.1	Boucle GRT	106
3.2.3.2	Boucle bore	107
3.2.3.3	Étude de cas	108
3.2.4	Aspects temporels	109
3.2.4.1	Imbrication des différentes boucles	109
3.2.4.2	Choix du pas de temps global	112
3.3	Découplage des composantes du schéma de calcul	115
3.4	Comparaison à un modèle 0D	119
3.4.1	Dynamique libre	119
3.4.1.1	Créneau de puissance	120
3.4.1.2	Rampe de puissance	121
3.4.2	Courbe de calibrage	122
3.4.3	Transitoire de suivi de charge	123
3.5	Analyse du comportement de l'opérateur fictif	124
3.5.1	Étude 0D	124
3.5.2	Diagramme de pilotage	126

3.5.3	Poisons gazeux	128
3.6	Conclusion	131

II Optimisation du comportement du réacteur lors d'un transitoire de suivi de charge 133

4 De l'état de l'art à la mise en pratique : buts et méthodes de l'optimisation 137

4.1	Optimisation mono- et multiobjective	138
4.1.1	Optimisation mono-objectif	138
4.1.2	Optimisation multiobjective	139
4.2	Etude du paysage de fitness	141
4.2.1	Origine et définition	142
4.2.2	Buts de l'analyse des paysages de fitness	142
4.2.3	Géométries associées aux paysages de fitness	144
4.3	Tour d'horizon des algorithmes métaheuristiques	145
4.3.1	Méthodes de trajectoire - recherche locale	146
4.3.1.1	Recuit simulé	146
4.3.1.2	Recherche Taboue	147
4.3.1.3	Greedy Randomized Adaptive Search Procedure	148
4.3.1.4	Recherche à voisinage variable	148
4.3.2	Méthodes basées sur des populations	149
4.3.2.1	Optimisation par colonies de fourmis	149
4.3.2.2	Optimisation par essaim particulaire	150
4.3.2.3	Algorithmes génétiques	151
4.3.2.4	Stratégies d'évolution	152
4.3.3	Algorithmes dédiés à l'optimisation multiobjective	153
4.3.3.1	Approches basées sur la relation de domination	153
4.3.3.2	Approches basées sur un indicateur de qualité	153
4.3.3.3	Approches par décomposition en sous-problèmes mono-objectifs 154	
4.4	Parallélisation des algorithmes	156
4.5	Aperçu des travaux d'optimisation de centrales nucléaires	158
4.5.1	Méthode <i>on-line</i>	158
4.5.2	Méthode <i>off-line</i>	160
4.6	Conception des algorithmes d'optimisation pour le problème considéré	162
4.6.1	Principe de la mutation	162
4.6.2	Algorithme mono-objectif : AMS-($\mu + \lambda$)-EA	163
4.6.3	Algorithme multiobjectif : AMS-MOEA/D	164
4.7	Conclusion	165

5 Optimisation mono-objective des critères *axial offset* et volume d'effluents 169

5.1	Méthodologie d'ajustement des paramètres de l'algorithme	171
5.2	Optimisation avec les paramètres de référence	174
5.2.1	étude du temps de calcul	174
5.2.2	Dynamique de la recherche	175
5.2.3	Analyse de la mutation avec les paramètres de référence	176
5.3	Ajustement des paramètres de mutation	178

5.3.1	Méthode paramétrique	178
5.3.2	Méthode statistique : analyse de paysage de fitness	183
5.3.3	Lien entre les deux méthodes proposées	184
5.4	Résultats de l'optimisation	185
5.4.1	Dynamique de la recherche	186
5.4.2	Approximation de l'ensemble de Pareto	187
5.4.3	Identification des modes de pilotages performants	189
5.4.3.1	Analyse des solutions optimales	189
5.4.3.2	Généralisation aux ensembles de solutions performantes . . .	191
5.5	Post-analyse des solutions performantes	194
5.5.1	Dynamique libre de retour à l'équilibre	194
5.5.2	Influence de l'avancement dans le cycle	195
5.5.2.1	Évolution des performances du mode de pilotage actuel . . .	196
5.5.2.2	Évolution de l'ensemble des modes de pilotage optimaux . .	197
5.6	Conclusion	201
6	Recherche de design par optimisation bi-objective	203
6.1	Méthodologie d'ajustement des paramètres de l'algorithme	205
6.2	Étude de l'influence de quelques paramètres ajustables	207
6.2.1	Analyse des communications entre directions	207
6.2.2	Performance de la recherche suivant chacune des directions	209
6.2.3	Performances de l'algorithme	211
6.2.3.1	Approximation du front de Pareto	211
6.2.3.2	Analyse de la convergence et de la diversité au cours de la recherche	212
6.3	Performances de l'algorithme exécuté avec les paramètres optimaux	214
6.3.1	Analyse de la mutation	216
6.3.2	Études des approximations du front de Pareto	218
6.3.3	Dynamique de la recherche	220
6.4	Étude des modes de pilotage optimisés	222
6.4.1	Analyse de modes de pilotage optimaux	222
6.4.2	Étude des paramètres de pilotage associés aux solutions performantes	226
6.5	Identification de solutions performantes tout au long du cycle d'irradiation . .	230
6.5.1	Évolution au cours du cycle des solutions obtenues en début de cycle .	231
6.5.2	Évolution au cours du cycle des solutions obtenues à 80%LDC	231
6.5.3	Évolution des fronts de Pareto avec l'avancement dans le cycle	234
6.5.4	Solutions performantes tout au long du cycle	236
6.5.4.1	Comportement en transitoire de suivi de charge	237
6.5.4.2	Dynamique libre de retour à l'équilibre	241
6.6	Conclusion	243
	Conclusion et Perspectives	246
	Bibliographie	250

A	Eléments de neutronique	259
A.1	Principe de la production d'énergie nucléaire	259
A.2	Contre-réactions ayant lieu au sein du réacteur	261
A.2.1	Effet Doppler	262
A.2.1.1	Origine du phénomène	262
A.2.1.2	Evolution du coefficient	263
A.2.2	Effet modérateur	265
A.2.2.1	Origine du phénomène	265
A.2.2.2	Influence du Bore	266
A.3	Mise en équation du transport des neutrons	267
A.3.1	équation de Boltzmann	267
A.3.2	équations de Bateman	269
A.3.3	Equation de la diffusion	271
B	Eléments thermomécaniques autour de l'IPG	275
B.1	Présentation du risque et moyens de calcul	275
B.2	Illustration sur un cas simple	276
B.3	Cas des suivis de charge	278
C	Nombres pseudo-aléatoires de Sobol	283
C.1	Les suites à discrépance faible	283
C.2	Construction des suites de Sobol	285
C.3	Illustration de quelques propriétés	288
D	Voies possibles de réduction du temps de calcul du modèle de type simulateur	291
D.1	Par modification de la paramétrisation des sections efficaces	291
D.2	En symétrisant le domaine de calcul	297
E	Couplage de méta-modèles aux algorithmes d'optimisation	299
E.1	Principes des <i>random forest</i>	299
E.2	Capacité d'apprentissage du méta-modèle	300
E.3	Application à l'optimisation	302



Introduction

Dans le cadre du débat national sur la transition énergétique, la définition d'un bouquet (ou mix énergétique) élargi intégrant une part conséquente d'Énergies Renouvelables (EnR) tend à s'imposer. Les ressources visées sont pour l'essentiel l'éolien et le solaire photovoltaïque. Ces sources, faiblement présentes dans le bouquet actuel, sont dans ce cadre amenées à occuper à moyen terme un rôle de premier plan. En contrepartie, leur caractère intermittent tend à accroître les aléas de production d'énergie, d'autant plus accentués que leur contribution dans le mix est importante. Cette intermittence qui vient s'ajouter à celle de la demande, conduit à appliquer potentiellement une pression supplémentaire sur les sources d'énergie qualifiées d'«historique», l'énergie nucléaire en tête.

Dans ce contexte, la capacité du parc nucléaire à supporter cette nouvelle donne est une problématique majeure dans le débat sur la transition énergétique. Ce travail participe à l'amélioration de l'aptitude du parc nucléaire à s'inscrire dans un environnement offre-demande d'énergie fortement fluctuant produit par l'introduction des EnR. Plusieurs scénarios d'introduction des EnR sont envisageables, comme le stipule le rapport de l'ANCRE[4], et sur la base de prévisions de l'intermittence associées à ces différents scénarios, une première étape est d'identifier les contraintes actuelles et les améliorations nécessaires du parc nucléaire français au regard de sa manœuvrabilité pour répondre aux besoins futurs. Le parc étant composé de plusieurs types de réacteurs, nous choisissons celui qui est à priori le plus à même de réaliser ces suivis de charges, à savoir les REP1300. Une étude d'optimisation par algorithme évolutionnaire est ensuite réalisée sur ce type de réacteur dans le but d'améliorer sa manœuvrabilité et sa disponibilité à suivre les variations de charge.

L'optimisation dont il est question consiste en la détermination d'un jeu de paramètres de pilotage, conduisant à un fonctionnement optimal en cours de suivi de charge vis-à-vis de plusieurs critères en lien avec la sûreté ou les aspects économiques. Les leviers de l'optimisation sont les paramètres de spécification de la gestion des barres de contrôle. Les critères à optimiser se focalisent sur des grandeurs physiques mesurant le comportement du cœur en cours de transitoire de puissance caractérisé par les perturbations axiales et le volume d'effluents produit. Le calcul des différents critères d'optimisation fait appel à la mise en œuvre d'une modélisation multi-physique de type simulateur du réacteur portée par le code de calcul APOLLO3® développé au CEA. La pertinence et la robustesse du modèle du réacteur au regard des critères d'optimisation et des contraintes considérés sont également montrées. Dans ce type de problème, il est primordial de prendre en compte la nécessité de réaliser un grand nombre d'évaluations de configurations possibles (calcul unitaire), inhérentes à l'utilisation d'algorithmes d'optimisation tels que les algorithmes évolutionnaires. Le coût CPU d'une évaluation (coût unitaire) a donc un impact considérable sur les performances de l'algorithme, et un travail de simplification des modèles physiques et de justification des hypothèses est donc mené afin d'aboutir à des temps de calcul acceptables. Le coût unitaire qui reste tout de même important conduit à l'utilisation de méthodes d'optimisation évolution-

naires distribuées. Cette simplification des modèles, couplée à la mise en œuvre de stratégies d'optimisation performantes, constitue la première réalisation du travail de thèse.

Ce travail de thèse vise également à proposer des éléments méthodologiques pour la recherche de solutions optimales grâce à l'utilisation d'algorithmes évolutionnaires. En effet, l'optimisation multicritère permet à l'utilisateur de décider à posteriori d'un fonctionnement optimal parmi l'ensemble des fonctionnements Pareto optimaux (solutions du problème). La décision s'effectue donc après une étude physique et technique approfondie des solutions possibles et permet ainsi d'améliorer les connaissances globales de l'objet technologique étudié, et c'est dans ce cadre que s'inscrit la méthodologie proposée. Selon la nature du problème multicritère à résoudre (variables continues ou discrètes, nombre de critères et corrélations entre eux, etc.), les algorithmes d'optimisation (ou la combinaison d'algorithmes) les plus efficaces sont différents et leur choix, de même que l'ajustement de leurs paramètres restent un problème d'ingénierie ouvert. Cet ajustement peut s'effectuer «off-Line» avant l'optimisation par une étude de type plan d'expériences, mais cette méthode s'avère très coûteuse en temps de calcul et des alternatives moins coûteuses en termes de temps de calcul sont donc considérées. Ces alternatives, comme l'analyse des paysages de fitness, permettent en outre d'étudier les propriétés de l'algorithme au regard des propriétés de la fonction objectif et permettent de comprendre, d'expliquer les performances des algorithmes. Le type d'algorithme utilisé dans cette étude est inspiré de ceux de la littérature, et ses paramètres sont ajustés dans le but d'obtenir de bonnes performances. Ce travail fait également partie du cheminement méthodologique de la thèse.

Ce travail exploratoire, inscrit dans un contexte de transition énergétique, contribue à l'étude de la capacité du parc nucléaire français à s'inscrire dans un environnement intermittent suggéré par l'introduction des énergies renouvelables et analyse les performances des méthodes d'optimisation évolutionnaires à rechercher efficacement des solutions sur la base de critères étendus au système complet et intégrant des effets d'historiques (typiquement le pilotage par les grappes de contrôle). L'analyse réalisée doit participer au dimensionnement des développements techniques et méthodologiques futurs sur la base des outils existants permettant de répondre à l'exigence d'une optimisation performante vis-à-vis du problème posé. Les avancées méthodologiques obtenues peuvent par exemple être reprises dans le cadre du passage à un parc nucléaire multi filière (filière REL + filière RNR), et pourraient même servir à la conception de nouvelles générations de centrales nucléaires comme les REL sans bore de type SMR (Small Modular Reactor).

Le premier chapitre s'attache à présenter le contexte de l'étude, ses enjeux et les scénarios physiques mis en œuvre (réacteur, situation de fonctionnement), avant de poser les bases de l'exercice d'optimisation réalisé dans cette étude en définissant les leviers de l'optimisation, les critères choisis pour caractériser la performance des centrales, et les différents types de contraintes de fonctionnement en rapport avec la sûreté. Les objectifs de ce travail sont finalement identifiés. **Le second chapitre** présente la modélisation physique du réacteur mise en œuvre pour l'optimisation, dont les spécifications sont basées sur une recherche de compromis entre le temps de calcul et la précision. Cette recherche de compromis nécessite une étude approfondie des différents modèles existant pour pouvoir ensuite les simplifier tout en justifiant les hypothèses formulées. **Le troisième chapitre** de ce rapport est consacré à la mise au point du schéma de calcul ainsi qu'à la vérification du bon comportement du modèle en cours de transitoire de puissance. **Le quatrième chapitre** de ce rapport pose les bases de l'optimisation en général et décrit les algorithmes d'optimisation disponibles dans la littérature, avant de proposer un aperçu de l'état de l'art des études d'optimisations de centrales nu-

claires, concernant d'autres propriétés (comme les cartes de positionnement des assemblages combustible, ou les caractéristiques techniques des combustibles). Ce chapitre présente également les algorithmes développés dans le cadre de cette étude. Les résultats des optimisations sont présentés dans les **cinquième et sixième chapitres**, qui portent respectivement sur les optimisations mono-objectives de chacun des critères identifiés et multiobjective des deux critères conjointement. Une première phase d'optimisation mono-objective permet de valider   postériori les leviers de l'optimisation et les critères identifiés, et de réaliser une première exploration du domaine de recherche. En outre, l'algorithme mono-objectif sert de brique élémentaire pour l'algorithme multiobjectif et l'ajustement de ces paramètres permet de proposer un algorithme d'optimisation multiobjective plus efficace. Les solutions optimales obtenues par cette première phase d'optimisation sont ensuite analysées, concluant sur la nécessité d'une optimisation bi-objective. Concernant l'optimisation multiobjective, un ajustement des paramètres importants de l'algorithme est réalisé dans le but d'améliorer ses performances, qui sont également analysées. Finalement, les meilleures solutions obtenues sont commentées, notamment au regard de l'objectif initial, qui est l'amélioration de la manoeuvrabilité des centrales dans un contexte d'augmentation de la contribution des énergies renouvelables.



Contexte et spécification du cas d'étude

À la veille d'une transition écologique et sociétale majeure, la faculté d'évolution du réseau électrique français, et plus particulièrement de la part très importante de nucléaire qu'il intègre est primordiale. Les différentes voies d'adaptation du parc nucléaire en lien avec différents projets de loi et d'études technico-économiques concernant les évolutions prévues des différents moyens de production sont présentées dans un premier temps. Nous montrons qu'elles posent de nombreuses questions de faisabilité d'un point de vue technique, mais soulèvent également des problématiques liées à la sûreté des réacteurs. Nous exposons ensuite les principes de base de gestion d'un réseau et en particulier les moyens de flexibilité existant dans le réseau français. Une vue d'ensemble du parc nucléaire français est alors présentée, permettant d'identifier le type de centrale sur lequel s'appuie cette étude et les principes de la gestion de ces centrales sont posés. Les bases de l'exercice d'optimisation considéré sont définies en identifiant les variables (ou leviers de l'optimisation), les critères choisis pour caractériser la performance des centrales, et les différents types de contraintes en rapport avec la sûreté. Enfin, le périmètre d'étude choisi est présenté en fin de chapitre, de même que les objectifs de ce travail.

1.1 Évolution du mix électrique français

Lors de la préparation de la loi sur la transition énergétique et du débat lancé à l'automne 2012, de nombreux travaux, notamment de scénarisation, émanant d'une grande diversité d'acteurs (organisations professionnelles, organisations non gouvernementales ou organismes publics), sont versés au débat national [36, 5].

Dérivant du scénario de référence «France» élaboré dans le cadre du travail mené pour la Direction Générale de l'Énergie et du Climat en 2010, les quatre scénarios présentés par l'Alliance Nationale de Coordination de la Recherche pour l'Énergie (ANCRE) [4] répondent aux grands objectifs structurels rappelés par le gouvernement lors de la Conférence environnementale de 2013 : «Faire de la France la nation de l'excellence environnementale», «engager la France dans la transition énergétique, dans le développement des énergies renouvelables, et plus globalement dans la transition écologique», ou encore «promouvoir l'efficacité et la sobriété».

Il s'agit notamment d'atteindre les objectifs de réduction des émissions de gaz à effet de serre de l'ordre de 40% à l'horizon 2030 et de 60% à l'horizon 2040, en vue d'une division par quatre des émissions en 2050 par rapport à 1990. Dans ce rapport, L'ANCRE définit donc des scénarios destinés à étudier les conditions dans lesquelles pourraient être respectés :

- la réduction par quatre des émissions de CO_2 liées à l'énergie (en cohérence avec l'engagement international de notre pays qui dépend encore à hauteur de 66% des combustibles fossiles importés pour sa consommation finale d'énergie)
- l'hypothèse du Gouvernement d'une réduction de la part du nucléaire dans la production électrique nationale, de plus de 75% actuellement à 50% à l'horizon 2025
- l'évolution d'un mix vers davantage d'énergies renouvelables
- une réduction de la consommation passant par un effort soutenu de sobriété et d'efficacité énergétique.

Les quatre scénarios proposés se caractérisent alors de la façon suivante :

- le scénario «Sobriété renforcée» (SOB) repose essentiellement sur le triptyque sobriété poussée, efficacité énergétique renforcée et développement des énergies renouvelables. Ce scénario requiert un effort généralisé d'efficacité ainsi que des changements significatifs de comportements dans le but de réduire la demande en électricité et en énergie ;
- le scénario «Décarbonation par l'électricité» (ELE) est fondé sur la combinaison d'un effort marqué d'efficacité énergétique et d'un accroissement dans les usages de la part de l'électricité décarbonée (d'origine renouvelable ou nucléaire) en substitution à l'électricité carbonée (d'origine fossile), mais également aux énergies fossiles qui sont massivement utilisées dans les transports aujourd'hui ;
- le scénario «Vecteurs diversifiés» (DIV2) mise sur l'efficacité énergétique et un renforcement limité des usages électriques, mais l'accent est largement mis sur la diversification des sources et des vecteurs d'énergie, avec notamment la récupération des chaleurs perdues et un rôle important des systèmes énergétiques intelligents multi vecteurs et développés localement ;
- le scénario ELEC-V, complémentaire au scénario ELE, dans lequel la contrainte de réduction en 2025 de la part du nucléaire dans le mix est moins forte, en raison des nombreuses conditions nécessaires pour atteindre l'objectif poursuivi de réduction des émissions de gaz à effet de serre.

Dans chacun des cas, il apparaît que la proportion d'énergie d'origine nucléaire est en recul au profit des énergies d'origine intermittente, et ce constat apparaît également dans une

étude faite par l'Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie (ADEME) [3] qui propose elle aussi un scénario d'évolution du mix électrique français qui respecte les attentes du gouvernement, et dont les résultats sont illustrés sur la Fig. 1.1. La part de l'énergie d'origine nucléaire y passe d'un peu plus de 80% aujourd'hui à environ 50% en 2030, tandis que la part des énergies renouvelables intermittentes progresse dans le même temps de 6% à 30%. Il est également prévu que la part des énergies renouvelables de stock (hydroélectrique et biomasse) double, passant de 8% à 17%, mais cela ne nous concerne pas directement puisque ces sources sont non intermittentes. Finalement, la part des énergies fossiles reste faible et relativement constante durant ce laps de temps. Si on ajoute la variabilité de production de ces sources d'origine intermittente à leur augmentation, une forte variation de l'offre pourrait survenir sur le réseau de manière imprévisible et à des échelles de temps très courts. En effet, la Fig. 1.2 illustre la contribution sur le réseau national de ces énergies intermittentes (solaire et éolien) pendant deux jours successifs et montre qu'à un instant donné, leur part dans la production totale peut atteindre jusqu'à 3 à 4 fois leur part de capacité installée lorsque les conditions météorologiques sont bonnes, et s'effondrer dans le cas contraire. Dans le scénario proposé par l'ADEME, l'équilibre entre l'offre et la demande pourrait alors ne plus être assuré, car les moyens de production restants, les centrales nucléaires en tête, risqueraient de ne pas pouvoir assurer suffisamment rapidement la compensation de la variation de puissance. Outre un stockage massif d'énergie permettant de compenser ces variations, une autre solution serait d'augmenter la capacité des centrales nucléaires à s'adapter à la variation de puissance.

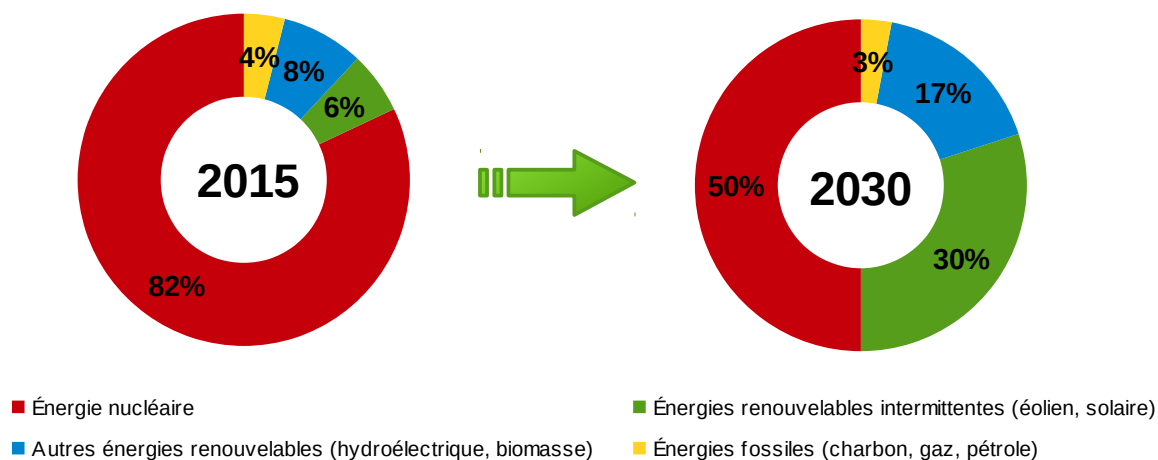


FIGURE 1.1 – Scénario d'évolution du mix électrique français proposé par l'ADEME [3]

Cany étudie plus précisément dans [16] les effets que pourrait avoir une forte augmentation de la contribution des énergies renouvelables intermittentes sur les besoins en flexibilité demandés au parc nucléaire, grâce à un modèle technico-économique et en considérant différents scénarios prospectifs. Les conclusions de cette étude font ressortir les points suivants :

- Le facteur de charge du parc nucléaire décroît avec l'augmentation de la part d'éolien et de solaire dans le mix. Cette décroissance est d'autant plus marquée et commence pour un taux d'éolien et de solaire d'autant plus faible dans le mix que la capacité nucléaire installée est grande. Quelle que soit la capacité nucléaire installée (supérieure à 30 GWe), le facteur de charge annuel du parc nucléaire est compris entre 40% et 60%

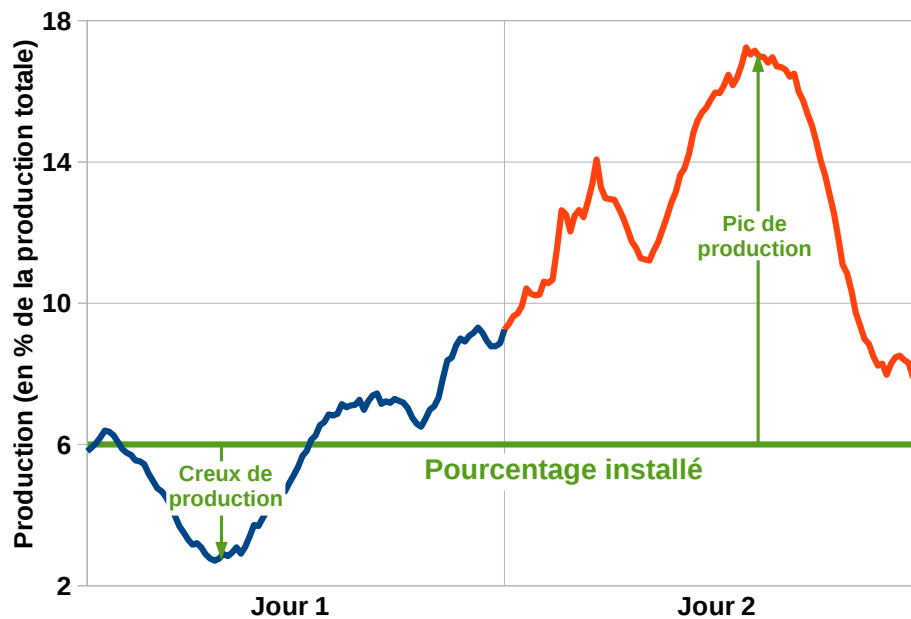


FIGURE 1.2 – Évolution sur deux jours consécutifs (mai 2015) des productions éolienne et solaire cumulées (en % de la production électrique totale) d'après le site eco2mix de RTE [2]

si le taux d'éolien et de solaire atteint 50% de capacité installée.

- Plus le taux d'éolien et de solaire augmente dans le mix de production, moins le profil de production nucléaire est corrélé au profil de consommation électrique. Les productions éoliennes et solaires deviennent alors la principale source d'influence du profil de puissance demandé au parc. La présence de l'éolien a en outre la particularité d'augmenter la dispersion des valeurs de puissance nucléaire appelées d'un jour sur l'autre et d'effacer la périodicité journalière (un écart observé aujourd'hui sur une périodicité saisonnière pourrait ainsi être observé d'un jour à l'autre). Les profils journaliers ne sont donc plus périodiques et sont beaucoup plus variables. La présence du solaire influe sur le minimum de puissance appelée, atteint à la mi-journée (pendant le pic de soleil) et sur les rampes et amplitudes de puissance induites. Par la présence caractéristique du creux de la puissance appelée à la mi-journée, la production solaire a tendance à réduire la pointe du matin et à augmenter la pointe du soir, mais le profil est périodique d'un jour sur l'autre.
- Pour une capacité nucléaire installée donnée, le nombre total de variations de puissance augmente avec le taux d'éolien et de solaire dans le mix. La puissance nucléaire est même nulle pendant environ 10% du temps de l'année. Alors qu'en 2014, les amplitudes extrêmes sont soit associées à la baisse de charge nocturne ou à la montée de puissance le matin, dans ces scénarios, elles sont majoritairement associées au creux de puissance à la mi-journée. Le nombre de rampes de puissances extrêmes augmente mécaniquement avec les parts d'éolien et de solaire dans le mix, même si la capacité nucléaire diminue. Plus que la hausse des sollicitations en variation de puissance avec l'augmentation de l'éolien et du solaire, c'est la fréquence des événements extrêmes qui pourrait s'avérer très exigeante pour l'opérateur nucléaire. Celles-ci sont en grande

partie dues à la présence de solaire dans le mix.

- Avec l'augmentation de l'éolien et du solaire dans le parc, le besoin d'arrêter des réacteurs devient plus fréquent. La production d'énergie intermittente devient telle en effet, que la puissance demandée au parc nucléaire est inférieure à la puissance minimale produite (tous les réacteurs disponibles produisant à leur niveau minimal). Pour diminuer la puissance produite, certains réacteurs sont donc obligatoirement arrêtés.   des taux de production d'énergie éolienne et solaire compris entre 20% et 30%, ces arrêts sont concentrés au printemps et en été à la mi-journée, tandis qu'  50% d'éolien et de solaire, ils seraient généralisés sur toute l'année pendant la nuit et à la mi-journée. Avoir 50% d'éolien et de solaire et 40 GWe de nucléaire signifierait que chaque réacteur du parc devrait en moyenne être arrêté tous les deux jours pour une durée le plus souvent inférieure à six heures, ce qui paraît irréaliste. La présence de l'éolien est plus favorable que celle du solaire pour le parc nucléaire puisqu'un taux plus important d'éolien est nécessaire avant d'observer ce phénomène (supérieur à 20%) et les arrêts auraient des durées plus longues que celles associées au pic du soleil. Hormis les cas irréalistes, ce nouveau contexte nécessite d'adapter la gestion des réacteurs du parc nucléaire pour répondre à des variations extrêmes plus fréquentes.

En conclusion, une augmentation massive de la part des énergies intermittentes dans le mix a pour conséquence d'augmenter fortement les sollicitations pour des fonctions de flexibilité du parc nucléaire, comme on peut s'y attendre, mais a également pour effet de réduire son facteur d'utilisation en moyenne, c'est-à-dire que les centrales doivent souvent s'effacer au profit des énergies intermittentes, et ne peuvent donc pas produire au maximum de leur capacité.

1.2 Principe d'exploitation d'un réseau électrique

1.2.1 Niveau de fiabilité

Le principe d'exploitation d'un réseau est de maintenir à chaque instant égales les puissances consommées et produites. De façon générale (que ce soit pour des éoliennes, des centrales à charbon ou des centrales nucléaires), le principe de la production d'électricité consiste à faire tourner un alternateur : sa vitesse de rotation conditionne la puissance fournie au réseau, ainsi que la fréquence du signal électrique. Ainsi, des écarts entre production et consommation d'électricité engendrent des variations de fréquence. On peut prendre comme exemple le cas classique d'une perceuse avec laquelle on perce un mur. Lorsqu'elle n'est pas en contact avec le mur, c'est-à-dire sans charge, elle tourne à une vitesse choisie par l'opérateur. Mais dès lors qu'il commence à percer, la vitesse diminue à cause des frottements. Si on suppose que ces frottements sont constants, et s'il maintient la consigne initiale, la vitesse ne cesse de décroître jusqu'à l'arrêt. C'est pourquoi il doit augmenter la vitesse de consigne, afin de maintenir une vitesse effective constante. Il ajuste ainsi la consigne en fonction de la charge. C'est exactement la même chose ici, la charge étant modélisée par la demande du réseau et le moteur de la perceuse par l'alternateur. L'aptitude d'un système électrique à maintenir son objectif de niveau de fiabilité se mesure à différentes échelles de temps : le court terme (de quelques secondes à quelques heures), le moyen terme (de quelques jours à quelques mois) et le long terme (plusieurs années). Dans le court terme, maintenir la fiabilité d'un système signifie maintenir son aptitude à faire face aux variations prévues et imprévues de la demande et à des perturbations soudaines (court-circuit, arrêts non programmés). Dans le moyen et

long terme, la fiabilité d'un système se mesure sur le plan de l'adéquation entre le nombre d'unités de production programmées et les besoins des consommateurs en puissance et en énergie, conformément à un objectif de niveau de fiabilité [49]. Les gestionnaires d'un système électrique ne peuvent cependant pas garantir avec certitude la satisfaction de la demande, et c'est pourquoi des niveaux de fiabilité, économiquement et socialement acceptables, sont définis par les autorités étatiques. En France, la durée de défaillance (fourniture d'électricité non assurée) du système électrique doit rester inférieure en moyenne à trois heures par an. Pour respecter ce niveau de défaillance, des moyens, appelés *back-up*, sont mis en place aux différentes échelles de temps. Dans le court terme par exemple, certaines centrales sont programmées pour conserver une réserve de puissance opérationnelle suffisante pendant son fonctionnement, et dans le long terme, une marge de puissance est conservée entre les capacités installées et la demande de pointe annuelle prévue, pour pouvoir satisfaire cette demande même en cas de défaillance par ailleurs.

1.2.2 Marchés de l'électricité

En raison du caractère particulier de l'électricité, son prix est unique à un instant donné, à un endroit donné et pour une durée donnée avant la fourniture d'électricité. Le prix de l'électricité est ainsi propre à chaque zone d'échange et il existe plusieurs marchés dont les échéances diffèrent par rapport à la fourniture d'électricité : les marchés à terme (durée d'une semaine à deux ou trois ans avant la fourniture), les marchés *day-ahead* (en France, la clôture de type de marché a lieu 24 heures avant la fourniture), les marchés infra journaliers (en France, la clôture de ce type marché a lieu 30 minutes avant livraison), et les marchés ou mécanismes d'ajustement en temps réel. Pour répondre à une demande d'électricité à un instant donné, il existe une large gamme de centrales de production adaptées qui se distinguent par leur ratio coût fixe sur coût variable. Les centrales en base (certaines centrales nucléaires et centrales à charbon) possèdent un ratio coût fixe sur coût variable élevé. Il est donc moins coûteux de les faire fonctionner pendant le plus de temps possible dans l'année. Les centrales en pointe (turbines à combustion au gaz ou au fioul), au contraire, possèdent un ratio coût fixe sur coût variable faible et sont faites pour fonctionner pendant un nombre limité d'heures dans l'année pour répondre à la demande de pointe. Pour répondre à un niveau de demande donnée, les différentes centrales de production sont appelées, par ordre croissant de coûts variables (notion de *merit order*) comme illustré sur la Fig. 1.3.

Le prix de marché qui équilibre les transactions en énergie est ainsi défini comme le coût marginal de production du dernier moyen de production appelé. En France, le marché de l'électricité était historiquement régulé par l'État, et cette régulation mise en œuvre par EDF. L'entreprise intégrée assurait à la fois la production, le transport, la distribution et la vente d'électricité. Avec l'Europe, le marché français de l'électricité s'est ouvert à la concurrence et les activités sectorielles sont dorénavant séparées. En Europe, les échanges d'électricité se font majoritairement par le biais de contrats bilatéraux entre producteurs et fournisseurs, mais également par le biais de bourses d'échanges. L'arrivée sur les marchés des énergies renouvelables variables, actuellement prioritaires à la distribution, car de coût marginal nul ce qui signifie qu'elles sont nécessairement appelées en premier lieu (elles sont, pour cette raison, dites fatales) entraîne une réduction des prix sur le marché *day-ahead* de l'électricité. En effet, leur production décale la courbe de la Fig. 1.3 vers la droite, et fait sortir du marché les technologies aux coûts marginaux les plus élevés. Depuis plusieurs années, des prix négatifs d'électricité apparaissent même sur le marché de gros européen en raison d'une part de

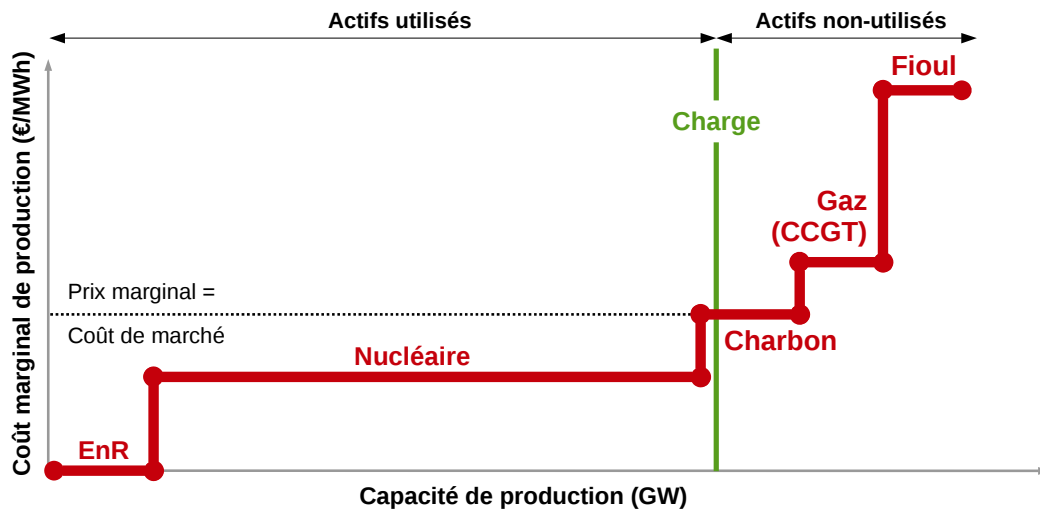


FIGURE 1.3 – Principe d'empilement des moyens de production en fonction de leur coût marginal, et principe de la détermination du coût de marché.

l'augmentation des productions renouvelables variables subventionnées et non réceptives aux signaux de marché, et d'autre part de la présence de centrales programmables faisant preuve d'un degré de flexibilité insuffisant et préférant payer pour voir leur production consommée plutôt que d'arrêter leur production. Le Commissariat général à la stratégie et à la prospective pointe du doigt en 2014 une incohérence actuelle entre la politique énergétique et environnementale européenne qui incite au déploiement des énergies renouvelables variables et la politique européenne d'ouverture à la concurrence des marchés de l'électricité. En effet, avec l'entrée des énergies renouvelables variables, les signaux-prix qui incitent à des nouveaux investissements pour maintenir la sécurité d'approvisionnement font désormais défaut à la fois dans le court terme et dans le long terme.

1.3 Exigences et particularités du réseau français

En France, la fréquence de consigne est de 50Hz, et le maintien à cette fréquence est un gage d'équilibre entre production et demande, en plus d'être vital pour de nombreux appareils électriques. La capacité d'ajustement de tout moyen de production contribue ainsi de façon importante à l'équilibre offre/demande dès lors qu'il représente une part significative de la production. La question de l'ajustement de la production des centrales s'est donc posée très tôt en France, avec l'extension du parc nucléaire consécutive aux programmes CP1 et CP2 (années 1970 – 1980), ce qui en fait le premier pays où la nécessité d'adapter la production électronucléaire à la demande est apparue. Plus précisément, la partie transport d'EDF émit à l'époque une exigence très contraignante, celle de pouvoir remonter sans préavis à puissance nominale (PN) avec une vitesse de variation de puissance de 5% PN/min. Cette exigence ne pouvait être satisfaite qu'en utilisant les barres de contrôle, les autres moyens de régulation étant trop lents. Des études alors lancées sur cette question par EDF en collaboration avec le CEA et Framatome ont conduit à considérer un nouveau mode de pilotage (le mode "G" [48]),

utilisant des grappes de contrôle d'efficacité réduite pour diminuer leur impact négatif sur le cœur. Des campagnes d'essais sur site ont suivi ces études au début des années 1980, et en 1984, le mode "G" est entré en service. La majeure partie des centrales nucléaires françaises sont donc équipées pour pouvoir réaliser cet ajustement, en adaptant leur production en temps réel. On distingue trois types de réglages, mis en place conjointement :

Le réglage primaire de fréquence correspond au réglage réalisé en local de la vitesse du groupe turboalternateur. Le régulateur de vitesse de la turbine impose une relation linéaire entre l'écart de fréquence constaté et la demande de puissance à la turbine. Ce premier réglage est indispensable à la sûreté du système électrique, puisqu'il rétablit automatiquement et très rapidement l'équilibre entre la production et la consommation, et maintient la fréquence à une valeur proche de la fréquence de référence. Ainsi, si la fréquence de la turbine (ou sa vitesse) diminue, la puissance demandée augmente pour ramener la fréquence à sa valeur de consigne (principe de la perceuse). La fréquence du réseau étant la même pour toutes les centrales interconnectées, chacune participe à cet ajustement. La variation de la demande de puissance durant le réglage primaire s'écrit :

$$\Delta P(t) = k \cdot (f_0 - f(t)) = k \cdot \Delta f(t)$$

la constante de proportionnalité (k) entre la variation de puissance et la variation de fréquence est appelée statisme, et elle s'exprime en $\%PN/Hz$:

$$k = \frac{1}{s} \cdot \frac{P_{nom}}{f_0}$$

avec P_{nom} la puissance nominale de la centrale, et s le taux de statisme, qui s'exprime en pour cent, et qui vaut 4% pour un REP en France. Dans ces conditions ($s = 4\%$, $f_0 = 50Hz$ et $P_{nom} = 100\%PN$), le statisme vaut $50\%PN/Hz$. Un examen de l'évolution typique de la fréquence (hors incident sur le réseau), montre que les variations sont, la majeure partie du temps, inférieures à 50 mHz de part et d'autre de la référence, ce qui indique que la puissance des tranches varie en moyenne de $2.5\%PN$.

Le téléajustage (ou réglage secondaire de fréquence) permet de compenser les écarts entre les échanges énergétiques prévus aux points d'interconnexions du réseau français avec ceux de nos voisins européens, et les échanges qui sont effectivement constatés. Il faut en effet qu'à moyen terme, la fréquence (f) et la puissance d'interconnexion (P_{inter}) soient ramenées à leurs valeurs de consigne. De plus, il est possible que des écarts de fréquences subsistent malgré le réglage primaire et ce second réglage contribue donc également à la stabilisation de la fréquence. Pour cela, le dispatching national de RTE élabore un signal $N(t)$ qu'il envoie aux centrales de son choix. Ce signal est une valeur numérique, sans dimensions, comprise entre +1 et -1, et qui correspond à un pourcentage de la puissance de participation (P_r) affichée par la centrale. En France, la puissance de participation est de $\pm 5\%$ de la puissance nominale, et la variation de puissance nécessaire au téléajustage s'écrit donc :

$$\Delta P(t) = N(t) \cdot P_r$$

avec le signal de téléajustage N qui est calculé par la formule :

$$N(t) = K \int (\Delta f + \frac{\Delta P_{inter}}{\lambda}) dt$$

où λ est un paramètre appelé énergie réglante, et K caractérisant la pente du réglage, tous deux définis par RTE, et l'intégration se faisant sur un pas de temps lui aussi défini par RTE de l'ordre de la dizaine de minutes.

Les variations programmées de charge (ou suivi de charge) consistent en une estimation quotidienne du programme national de production, qui est ensuite traduit en un programme P_0 particulier à chaque centrale, et est fonction des heures de la journée selon des critères technico-économiques. Ce réglage sert non seulement à pallier un éventuel déficit des deux moyens de régulation précédents, mais également à ré-équilibrer le réseau en cas d'accroissement lent de l'écart entre la production et la consommation. Le mode de fonctionnement correspondant de la centrale est appelé *suivi de charge*. Lorsqu'une centrale fonctionne en suivi de charge, sa puissance est programmée par paliers reliés par des rampes. Les paliers haut et bas sont fonction des pointes et des creux de la consommation (la demande est plus importante le jour que la nuit par exemple). Actuellement, la pente moyenne des rampes de puissance nécessaires pour l'ajustement de la production est de l'ordre de 1% de la puissance nominale (PN) par minute, et statistiquement les pentes effectuées par les centrales se répartissent comme suit :

Pente (p) en %PN/min	$p < 0.5$	$0.5 < p < 1.5$	$1.5 < p < 2$
Répartition	60%	37%	3%

TABLE 1.1 – Répartition statistique des rampes de puissances sur le parc nucléaire français [19].

Le niveau des paliers bas est également différent d'une centrale à une autre, et l'exploitant le choisit entre 90 et 30% de la puissance nominale. Le Tab. 1.2 donne une idée de la répartition des valeurs du palier bas sur le parc nucléaire français.

Hauteur du palier bas en %PN	~ 75	~ 50	~ 30
Répartition	30%	60%	10%

TABLE 1.2 – Répartition statistique des paliers bas sur le parc nucléaire français [19].

1.4 Présentation du parc nucléaire français

1.4.1 Familles de réacteurs

Depuis la construction des premières centrales nucléaires en France, la technologie et les principes de sûreté ont évolué, de telle sorte que d'autres centrales ont été construites en tenant compte de l'expérience acquise. Cette évolution résulte en l'existence de plusieurs familles de réacteurs (Tab. 1.3), classés en fonction de leur puissance, de leur mode de gestion, du type de combustible qu'ils utilisent, de leur mode de pilotage, etc.

Palier	Puissance électrique	Gestion combustible	Mode de pilotage
CP0 (6)	900MW	Cyclades (1/3, 4,2%, 15 mois)	A
CP1, CP2 (28)	900MW	1/4, 3,7%, 12 mois (8) Hybride MOX (20)	G
P4, P'4 (20)	1300MW	Gemmes (1/3, 4% + Gd, 18 mois)	G
N4 (4)	1450MW	Standard (1/4, 3,4%, 12 mois)	A

TABLE 1.3 – Les différents types de réacteurs composant le parc français — Le nombre de tranches est entre parenthèses.

Ce tableau présente l'ensemble des configurations possibles pour les réacteurs français. Dans la colonne «gestion combustible», les indications chiffrées correspondent respectivement à la fraction du cœur renouvelée à chaque rechargement, à l'enrichissement ou la teneur en Uranium 235 (matériau fissile), et à la longueur des campagnes entre deux rechargements. Les paliers CP0 correspondent aux centrales de Fessenheim et Bugey et représentent la première génération de REP construite en France. On note deux modes de gestion des barres de contrôle, le mode *A* et le mode *G*. Le mode *A* est le mode «historique» qui a été amélioré pour donner le mode *G* afin de satisfaire aux problématiques de suivi de charge. Ce mode *A* ne permet donc pas (ou très peu) de flexibilité sur la puissance et est donc plutôt utilisé en configuration *base-load*, tandis que le mode *G* est conçu pour pouvoir assurer du suivi de charge. C'est donc sur ce dernier que nous nous concentrons.

1.4.2 Présentation du palier P4

Le type de réacteur sur lequel se base cette étude est un REP (Réacteur à Eau Pressurisée) d'une puissance électrique de 1300MW (sa puissance thermique nominale est d'environ 3800MW). Cette section est destinée à présenter ce type de réacteurs et donne dans un premier temps ses caractéristiques techniques, puis décrit la façon dont il est manœuvré (conditions correspondantes à un fonctionnement normal, chaînes de régulation et grandeurs régulées).

1.4.2.1 Caractéristiques techniques du cœur

Le cœur du réacteur est un réseau carré constitué d'assemblages carrés de 21cm de côté, et d'environ 4,5m de hauteur. Au total, il y a 193 assemblages répartis en différents types : des assemblages constitués d'oxyde d'uranium (UO_2) notés UOX en orange sur la figure 1.4 (a) et d'autres constitués d'un mélange d'oxyde d'uranium et d'oxyde de gadolinium¹ (Gd_2O_3) notés UGd en mauve sur la figure. Cette figure montre également des assemblages en vert qui sont des réflecteurs permettant de modéliser la cuve en acier du réacteur d'un point de vue neutronique. Cet élément agit en effet pour réduire le flux neutronique dans l'environnement du cœur. Une partie des neutrons est ainsi absorbé par l'acier de la cuve et une autre partie est réfléchi vers les assemblages combustible. Cette cuve constitue la seconde barrière de confinement (la première étant constituée par la gaine autour des pastilles de combustible, et la troisième par la double enceinte de confinement en béton autour de la cuve).

1. Le gadolinium est utilisé ici en poison consommable, c'est-à-dire qu'il limite la réactivité en début de vie du réacteur, mais est consommé progressivement de telle sorte que son effet soit nul en fin de vie

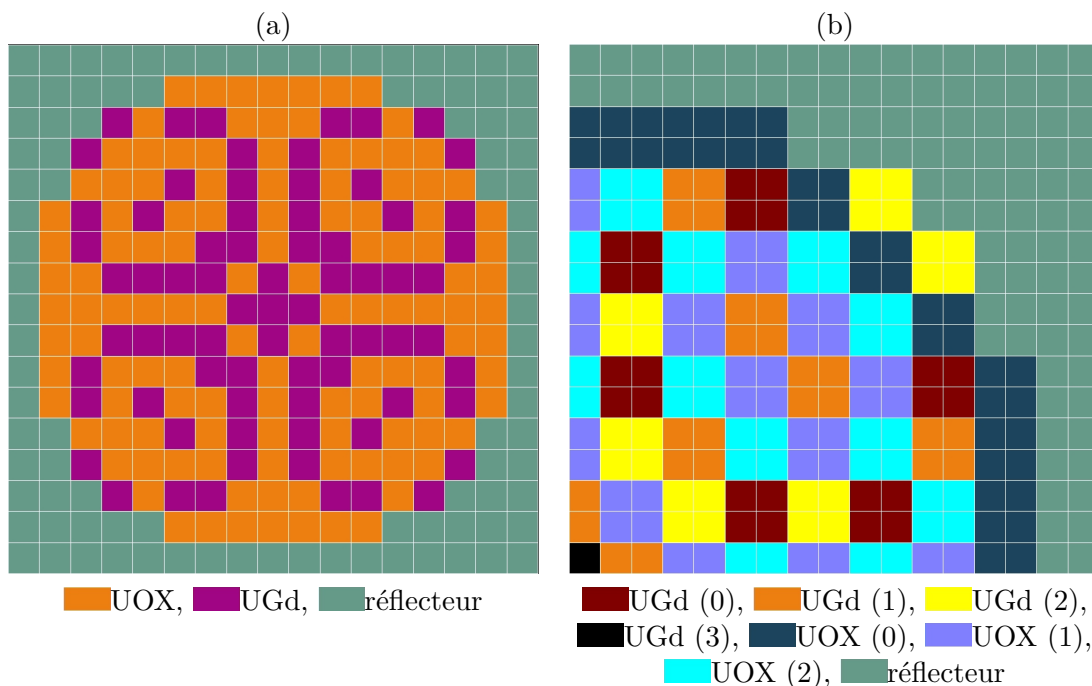


FIGURE 1.4 – Coupe transversale du cœur, montrant les différents types d’assemblages (a), et les différentes familles d’assemblages (le nombre de tours est entre parenthèses) (b)

Le fonctionnement du réacteur s’effectue par cycles qui durent un an et demi, et entre lesquels le réacteur est mis à l’arrêt pour déchargement du combustible utilisé puis rechargement en combustible neuf. À chaque fin de cycle, un tiers des assemblages est retiré puis remplacé par de nouveaux assemblages du même type. Les assemblages restant dans le cœur sont alors déplacés suivant un schéma établi à l’avance, on parle de repositionnement². Dans le cas du rechargement par tiers de cœur, chaque assemblage effectue trois cycles complets, à l’exception de l’assemblage au centre en noir qui en effectue quatre. En effet, la division euclidienne de 193 par 3 donne 64 et il reste un. Il y a donc 64 assemblages rechargés à chaque cycle, et un assemblage placé au centre à la fin de son troisième cycle.

Les principales caractéristiques du mode de gestion GEMMES peuvent être résumées par :

- des campagnes de 18 mois ;
- un rechargement par tiers de cœur ;
- un épuisement maximal de 52 GWj/t³ ;
- un enrichissement en Uranium235 de 4% ;
- le chargement de 24 assemblages gadoliniés par campagne (sur un total de 64) ;
- un assemblage de référence de type *AFa-3GL*.

La liberté offerte par le nombre d’assemblages à déplacer permet plusieurs types de rechargement. À titre d’illustration, détaillons-en deux très simplifiés (sans les assemblages contenant du gadolinium pour l’exemple) : les modes *IN-OUT* et *OUT-IN*. Dans le premier,

². Il est à noter que lors des phases d’arrêt, la centrale subit une batterie de tests afin d’assurer la sûreté de l’installation tout en maintenant ses performances.

³. Giga Watt jour par tonne : énergie libérée par tonne de combustible

les assemblages neufs très réactifs sont positionnés à l'intérieur du cœur (permettant de protéger la cuve des fortes fluences, mais provoquant des points chauds importants dans le cœur), et sont décalés vers l'extérieur au fur et à mesure de leur vieillissement. Dans le second, c'est l'inverse. Les assemblages neufs sont en périphérie de façon à réduire les points chauds, mais augmentent les doses subies par la cuve et réduisent potentiellement sa durée de vie. Usuellement, un compromis est trouvé entre ces deux extrêmes et l'utilisation d'assemblages au gadolinium permet de diminuer les risques de point chaud et/ou d'endommagement de la cuve. La figure 1.4 (b) représente le quart N-E du cœur dans lequel sont visibles les différentes familles d'assemblages (UOX/UGd, nombre de cycles déjà effectués) en début de cycle, juste après rechargement. Synthétiquement, les assemblages les plus réactifs (UOX neufs) sont placés en périphérie et la fluence sur la cuve est réduite par la présence d'assemblages peu réactifs (vieux UGd) aux endroits les plus sensibles. Des assemblages empoisonnés (UGd neufs) sont finalement placés au centre pour limiter la réactivité initiale, et éviter ainsi la formation de points chauds.

Pour finir cette description, on s'intéresse maintenant aux barres (ou grappes) de contrôle, qui constituent un moyen très efficace d'ajuster la puissance thermique produite par le cœur. Ces grappes de contrôle sont constituées de crayons d'absorbant neutronique qui sont maintenus ensemble par un dispositif appelé *araignée* que l'on peut voir au-dessus de l'assemblage de la figure 1.6 (a), et qui viennent s'insérer dans le cœur depuis le haut dans des tubes guides spécialement prévus à cet effet dans certains assemblages combustibles (les assemblages grappés). Le mode de pilotage G est caractérisé par deux types de grappes de contrôle :

- les grappes noires constituées de 24 crayons identiques et composées de matériaux très absorbants du point de vue neutronique (B_4C dans la partie haute et un alliage Argent, Indium et Cadmium (AIC) dans la partie basse),
- les grappes grises (qui donnent leur nom au mode de pilotage) constituées de 8 crayons AIC et 16 crayons en acier moins absorbants.

La disposition des crayons d'absorbant dans les assemblages a été étudiée pour avoir à priori une distribution de puissance homogène et symétrique dans l'assemblage. La figure 1.5 montre l'organisation transversale des différents crayons dans chaque type de grappe (grise ou noire). Les crayons en gris représentent l'acier inoxydable, ceux en magenta correspondent aux assemblages AIC , et finalement les crayons mixtes (AIC dans la moitié basse et B_4C dans la moitié haute) sont représentés en noir.

La disposition dans le cœur de ces différents assemblages grappés est repérée par les cases noires et grises sur la figure 1.6 (b).

Ces grappes sont alors réparties en deux groupes suivant leur fonction au sein du cœur. Il y a le groupe de compensation de puissance (GCP) et le groupe de régulation de température (GRT), dont les compositions sont :

- groupe de régulation de température : 9 grappes noires R
- groupe de compensation de puissance : 4 grappes grises $G1$, 8 grappes grises $G2$, 8 grappes noires $N1$, 8 grappes noires $N2$

Détaillons les caractéristiques techniques correspondantes au pilotage de ces groupes de barres. Par convention, la position des barres correspond à la côte axiale du point le plus bas de la barre. Celui-ci peut être exprimé en nombre de pas inséré (ou centimètres) depuis le haut du cœur ou bien en nombre de pas extraits (ou centimètres) depuis le bas du cœur.

Le groupe de régulation de température est asservi à la température du fluide primaire et se déplace automatiquement pour compenser les écarts par rapport à une tem-

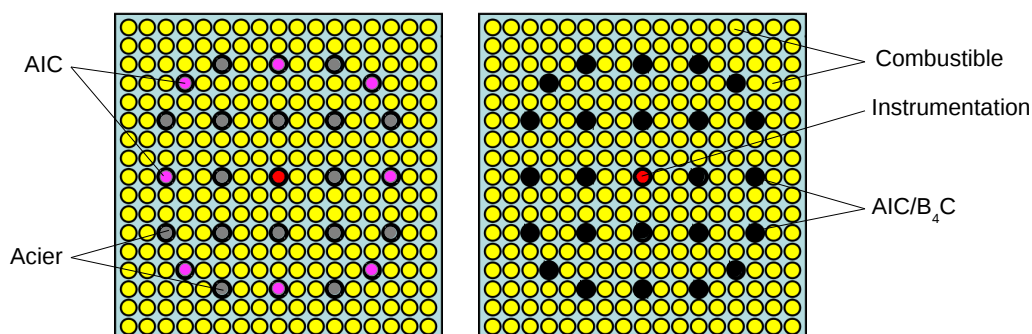


FIGURE 1.5 – Répartition des crayons d'absorbant neutronique suivant que la grappe soit grise (gauche) ou noire (droite) — coupe transversale de l'assemblage dans lequel s'insère la barre en question. Le combustible est en jaune, et le tube d'instrumentation en rouge.

pérature de référence (notée T_{ref}). Le déplacement du GRT s'effectue suivant un programme de vitesse présenté en Fig. 1.7, qui dépend de l'écart de température constaté ($\Delta T = T_{ref} - T_m$). La différence de température est comptée positive lorsque le cœur est trop froid et négative sinon. Par convention, les vitesses sont comptées positives lors du retrait. Le plateau à vitesse nulle pour une différence de température comprise entre $\pm 0.8^\circ\text{C}$ (bande morte) permet d'éviter le mouvement de ces barres en continu.

Le groupe de régulation de température permet ainsi d'ajuster la température du fluide primaire, et est très efficace neutroniquement. Pour cette raison, il a une bande de manœuvre restreinte. Cette bande de manœuvre, d'une hauteur de 27 pas se situe dans la partie haute du cœur (entre 50 et 77 pas insérés).

Le groupe de compensation de puissance est constitué d'un mélange de barres grises et noires, pour au final donner un groupe d'une efficacité faible. Lors d'une variation de puissance, ce groupe est en effet amené à bouger avec de fortes amplitudes, et c'est pour réduire l'impact sur les distributions de flux et de puissance que son efficacité neutronique (sa capacité d'absorption) a été choisie faible. La composition du groupe de compensation de puissance fait apparaître différentes familles de grappes : $G1$, $G2$, $N1$ et $N2$. Toutes les barres au sein d'une même famille sont liées entre elles, et les familles s'insèrent les unes après les autres et dans cet ordre, suivant un programme établi de façon à perturber le moins possible les distributions de puissance. Pour connaître la position de tous ces groupes simultanément on utilise la notion de totalisateur (T) qui se calcule grâce aux valeurs des recouvrements entre les groupes et en connaissant la position du groupe courant. Ces notions de recouvrement, de groupe courant et de totalisateur sont illustrées sur la figure 1.8 qui présente différents états d'insertion des barres.

Le groupe courant est en violet et correspond au dernier groupe inséré. Il définit l'insertion des autres groupes par les valeurs de recouvrements. Le groupe courant s'insère seul d'un nombre de pas égal au nombre de pas total sur la hauteur du cœur moins la valeur du recouvrement. Lorsqu'il atteint cette limite, le groupe suivant est mis en mouvement et devient pilote. À chaque fois, les groupes précédents continuent de s'insérer en même temps que le groupe pilote, jusqu'au bas du cœur (avec une

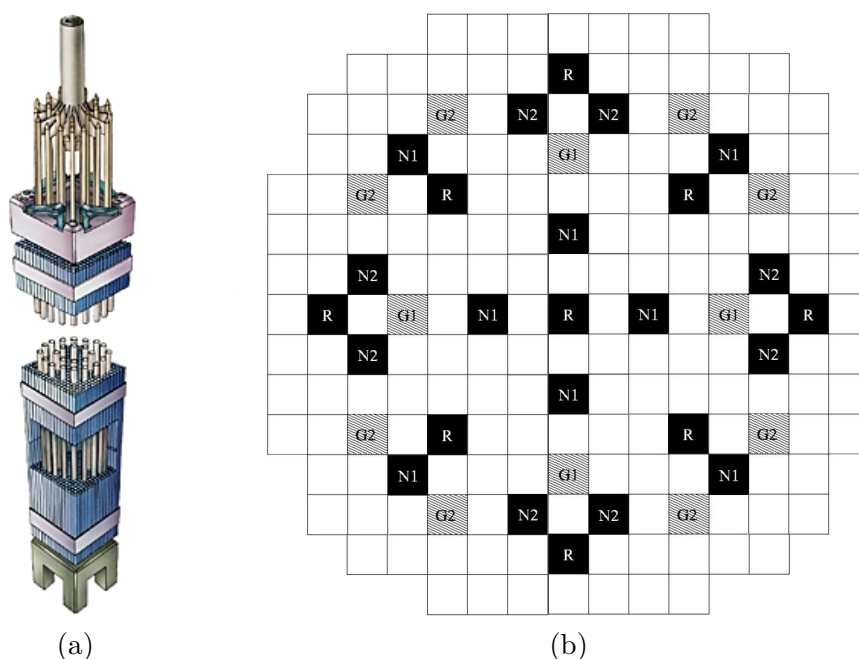


FIGURE 1.6 – Schéma de l'insertion des grappes dans les assemblages combustibles (a) et position des assemblages dans lesquels elles s'insèrent (b)

marge de 5 pas, donc une insertion maximale de 255 pas). Le totalisateur correspond à l'incrément du nombre de pas insérés des groupes pilotes et il s'exprime en nombre de pas insérés. Pour obtenir sa valeur maximale, on multiplie le nombre de pas correspondant à une insertion maximale (255) par le nombre de groupes et on soustrait la somme des recouvrements. Avec les valeurs de recouvrement et le nombre de groupes correspondants au mode "G", le totalisateur est compris entre 0 (toutes barres extraites) et 770 pas (toutes barres insérées).

Ces groupes ne sont pas asservis, mais leur position est déterminée à l'avance en fonction de la puissance. Cette correspondance est appelée courbe de calibrage, dont l'établissement est abordé dans la Section 3.1.

1.4.2.2 Principe du pilotage

Il existe différentes grandeurs permettant de caractériser l'état d'un cœur. Certaines sont locales et donnent des informations précises, mais sont difficiles à mesurer, et d'autres, plus facilement mesurables, renseignent l'opérateur sur l'état global du cœur. L'objectif d'un opérateur est de conserver le cœur le plus homogène possible et les grandeurs dont il pourrait avoir besoin sont les suivantes :

La puissance linéique (P_{lin}) correspond à la puissance thermique locale par unité de hauteur.

Les facteurs de point chaud qui peuvent être radiaux⁴ (F_{xy}), axiaux (F_z) ou globaux (F_Q), représentant simplement la puissance maximale de la partie du cœur considérée

4. Les trois dimensions du cœur sont notées x , y et z représentant respectivement les directions horizontale (x et y) et axiale (z)

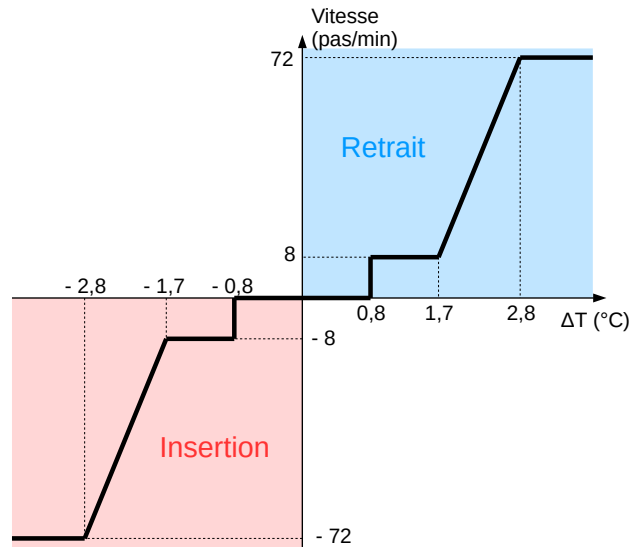


FIGURE 1.7 – Programme de vitesse du GRT - On pose $\Delta T = T_{ref} - T_m$.

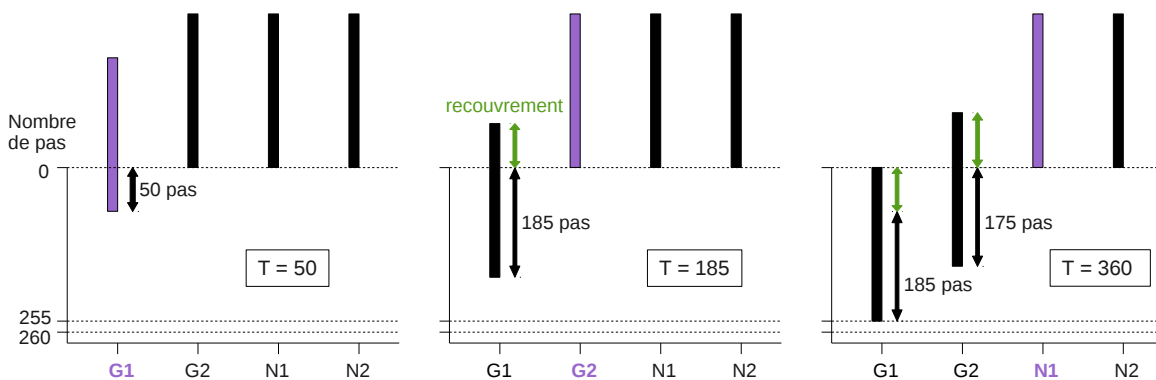


FIGURE 1.8 – Schéma d'insertion des GCP, avec définition du recouvrement, du groupe actif (en violet) et du totalisateur (T).

sur la puissance moyenne de cette même partie.

$$F_{xy}(z) = \frac{P_z^{max}}{P_z}; F_z(x, y) = \frac{P_{x,y}^{max}}{P_{x,y}}; F_Q = \frac{P_{coeur}^{max}}{P_{coeur}}$$

F_{xy} par exemple est défini pour chaque tranche axiale, et dépend donc de la hauteur à laquelle on l'évalue. F_z est propre à chaque assemblage et dépend de la position de cet assemblage dans le cœur.

L'axial Offset caractérise la différence de puissance entre le haut et le bas du cœur. Il est défini par :

$$AO = \frac{P_H - P_B}{P_H + P_B}$$

et est exprimé en pour cent, P_H et P_B étant respectivement les puissances dans les moitiés haute et basse du cœur.

Le déséquilibre axial de puissance noté ΔI ou $DPAX$ et défini par

$$\Delta I = \frac{P_H - P_B}{P_{nom}} = AO * P_r$$

où on note P_{nom} la puissance nominale du cœur et P_r sa puissance relative (en pour cent de P_{nom}).

Théoriquement, il est donc possible de suivre l'évolution de ces points chauds et d'agir en cas de besoin pour les limiter. En pratique, cela est très compliqué, car l'opérateur ne dispose pas des données locales (puissance linéique, facteurs de point chaud) en temps réel : une méthode basée sur la mesure de ces grandeurs locales n'est donc pas envisageable. Le problème a donc été considéré dans l'autre sens : on simule un grand nombre de transitoires possibles (des milliers pour prendre en compte le plus de cas possibles et intégrant des conditions de fonctionnement variées), dans le but de déterminer les facteurs de point chaud correspondants. Avec tous ses cas simulés, il est possible de tracer un nuage de point (la *fly-speck*) dans le plan (F_Q - AO) : le point chaud est la grandeur d'intérêt et l'axial offset est la grandeur dont l'opérateur dispose en continu. Il apparaît que ce nuage de points peut être ajusté par trois droites, ce qui permet de définir des critères sur le cœur en fonctionnement. Tant que ces critères sont respectés, le fonctionnement est sûr. On note bien que dans le cas contraire il n'y a pas nécessairement d'accident, mais qu'il s'agirait juste d'un cas non étudié et donc potentiellement dangereux. Finalement, ces trois droites sont traduites dans le plan (P_r - ΔI) pour être accessibles à l'opérateur. De cette façon, il peut repérer la position du cœur en fonctionnement, et s'assurer à tout moment que les conditions de sûreté sont vérifiées, et dans le cas contraire engager les procédures adéquates. Ce diagramme, illustré dans le cas des REP1300 sur la Fig. 1.9, est appelé diagramme de pilotage, et nous en commentons brièvement les contours.

Tout d'abord les deux droites noires dans la partie basse du diagramme délimitent le fonctionnement possible du réacteur. Elles proviennent de la définition même des grandeurs que l'on considère : $DPAX = AO * P_r$, et $AO \in [-100\%, +100\%]$. Donc la valeur absolue du $DPAX$ (en pour-cent) ne peut pas être supérieure à celle de P_r .

Ensuite, on remarque qu'il n'y a pas de limites sur la gauche du diagramme. Les REP1300 sont en effet équipés d'un système de protection en temps réel, le Système de Protection Intégré Numérique (SPIN), qui traite les risques de puissance linéique élevée, de crise d'ébullition et de perte de réfrigérant primaire (APRP). Les limites correspondantes n'apparaissent donc pas dans le diagramme.

Le limite à droite est quant à elle définie par la droite rouge en trait plein reliant les points $(P_r, DPAX) = (100\%, 6\%)$ et $(P_r, DPAX) = (15\%, 15\%)$. Cette limitation sur la droite du diagramme permet de satisfaire les études de sûreté concernant les oscillations xénon (voir Section 2.1.1.3) : un $DPAX$ trop grand pourrait entraîner des oscillations de la concentration de xénon entre le haut et le bas du cœur. L'oscillation de la concentration en xénon provoque alors une oscillation de la distribution de la puissance dont l'amplitude peut croître de manière non contrôlée. Le $DPAX$ peut ainsi prendre des valeurs très négatives et provoquer l'intervention du SPIN conduisant à un arrêt automatique. Plus de précisions sur les études de sûreté sont données dans le Chapitre 4.

Enfin, la droite en vert représente le déséquilibre axial de puissance naturel du cœur, qui est déterminé pour des concentrations en xénon et en iode à l'équilibre, les grappes de compensation de puissance extraites, et le groupe de régulation de température au milieu de

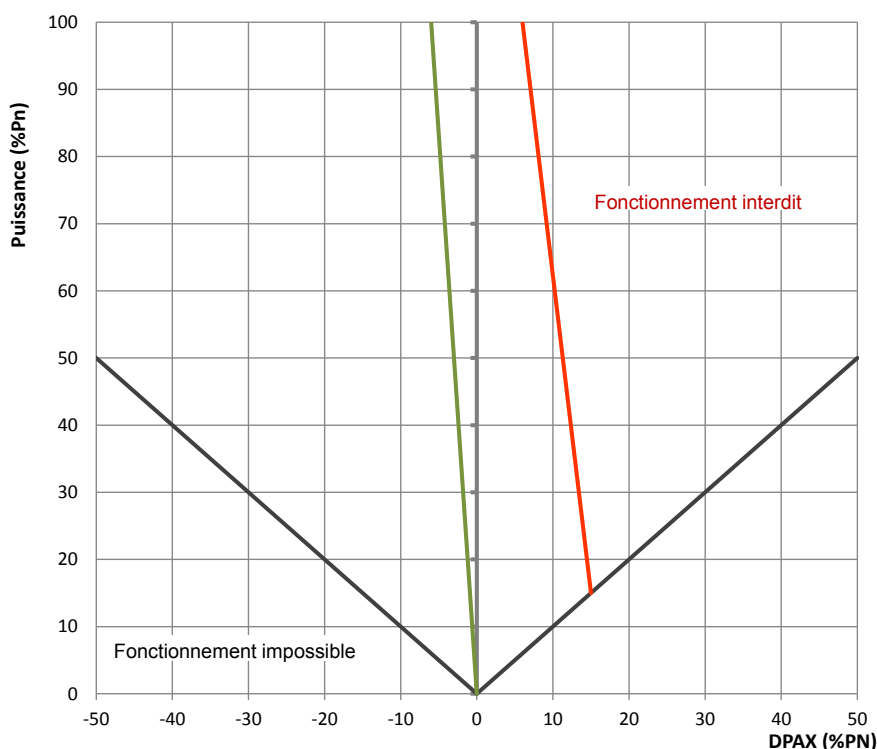


FIGURE 1.9 – Contours du diagramme de pilotage d'un REP1300 [48]

sa bande de manœuvre. De manière générale, le principe de la production d'énergie électrique par une centrale nucléaire est simple : l'énergie thermique produite par le combustible est récupérée puis transportée par un fluide caloporteur (ici l'eau) dans le circuit primaire vers un générateur de vapeur. Il s'agit d'un échangeur thermique, qui converti l'eau liquide du circuit secondaire en vapeur qui alimente alors une turbine dont le couplage à un groupe alternateur va produire de l'énergie électrique.

La figure 1.10 présente de façon simplifiée le fonctionnement des REP1300, et il est possible d'identifier les circuits suivants :

- Le circuit primaire en rouge comprend le cœur du réacteur, la pompe primaire forçant la circulation du fluide, le pressuriseur permettant de contrôler finement les conditions de pression dans le circuit, le générateur de vapeur ainsi que le système d'injection d'acide borique (il s'agit d'un des poisons neutronique mentionné plus haut, utilisé pour compenser les variations lentes de réactivité). Notons ici qu'on ne représente qu'une seule boucle sur les quatre partant du cœur et les éléments cités (mis à part le cœur et le pressuriseur) sont donc en fait en quatre exemplaires.
- Le circuit secondaire en vert comprend lui aussi le générateur de vapeur (GV), qui constitue l'échangeur thermique entre ces deux circuits et permet d'évacuer la chaleur produite par le combustible, une pompe permettant d'alimenter le GV, l'ensemble turbine/alternateur électrogène, et le condenseur qui est lui aussi un échangeur thermique et qui permet de refroidir le fluide secondaire grâce au circuit tertiaire (fleuves, cheminées « pot de yaourt ») avant qu'il ne soit réinjecté dans le GV.
- Les chaînes de régulation, indiquées en bleu et parmi lesquelles la chaîne de régula-

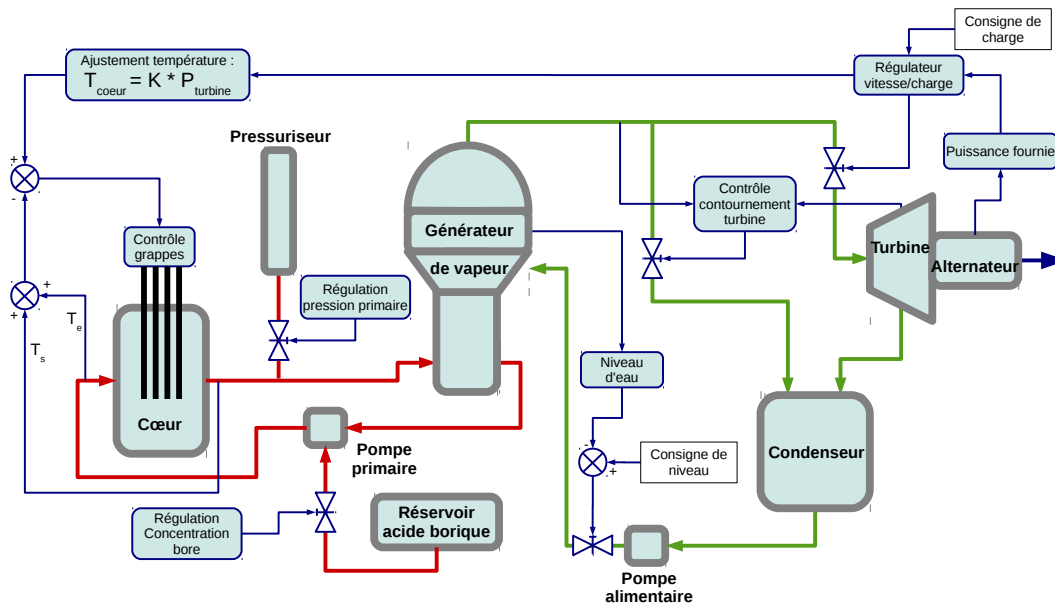


FIGURE 1.10 – Schéma simplifié du fonctionnement d'une centrale [19].

tion de la pression primaire, et du niveau d'eau dans le GV. En plus de ces deux chaînes qu'on ne détaille pas, on trouve la chaîne de régulation de l'admission turbine, de régulation des barres de commande, de la concentration en bore soluble et du contournement de la turbine.

Pour adapter la puissance électrique fournie par le réacteur à la puissance demandée par le réseau, et ajuster le point de fonctionnement du cœur dans le diagramme de pilotage, il existe un certain nombre de chaînes de régulation, dont certaines sont automatiques et d'autres actionnées par l'opérateur. Précisons le fonctionnement de ces chaînes de régulation :

Régulation de l'admission turbine Dans une tranche nucléaire, la puissance absorbée par le circuit secondaire (production électrique, pertes, etc.) doit, en régime permanent, être égale à la puissance thermique produite par le cœur. Plusieurs points de vue sont envisageables : on règle soit la puissance turbine, soit la puissance nucléaire, l'autre étant ajustée par un système de régulation approprié. Dans le réacteur considéré, on règle la puissance turbine, et le cœur s'accommode de ces variations grâce à son système de régulation. La quantité de vapeur envoyée dans la turbine conditionne sa vitesse de rotation et donc la puissance qu'elle fournit au réseau. La figure 1.11 illustre le principe de cette régulation. Il y a trois voies, notées (A), (B) et (C) et un sélecteur de minimum qui en choisit une parmi ces trois pour commander l'ouverture des vannes d'admission turbine.

La voie (A) est celle du régulateur de puissance, et dans cette configuration, un commutateur manuel/automatique/direct permet de choisir parmi les trois modes possibles. Le mode *automatique* est le seul affecté par le signal de télé réglage, alors que le réglage primaire de fréquence agit sur les trois modes. En mode *automatique*, l'écart entre la puissance électrique d'une part et la somme des signaux de réglage (suivi de charge, télé réglage, réglage primaire) d'autre part alimente un régulateur proportionnel intégral (PI) qui élabore la «référence ouverture» de l'admission turbine. Ainsi dans ce mode,

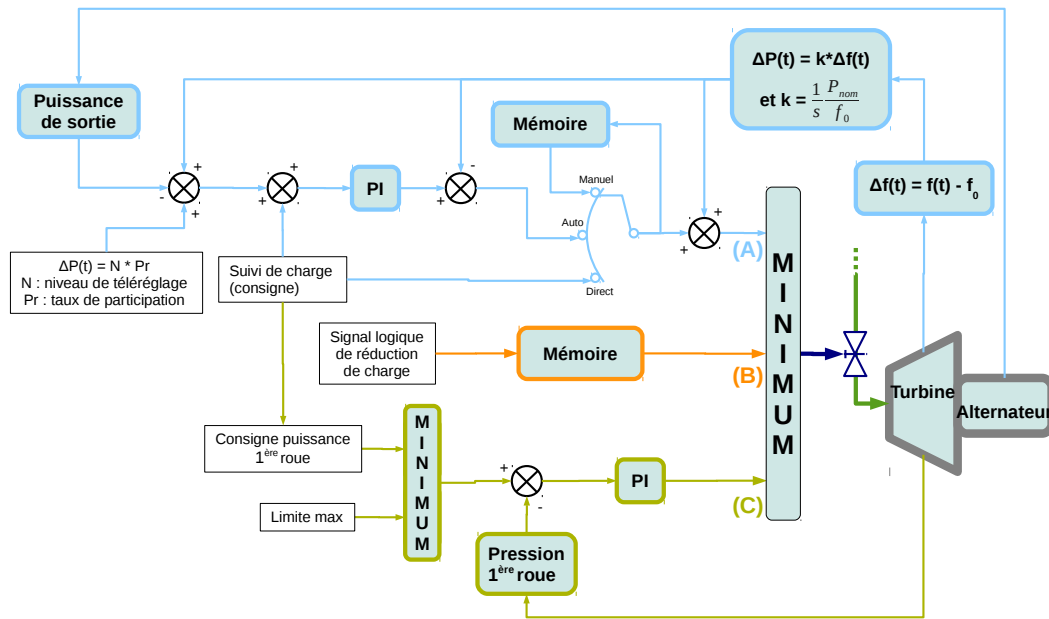


FIGURE 1.11 – Chaîne de régulation de l’admission de vapeur à la turbine [19].

les demandes de variations de puissance se font soit manuellement par l’opérateur via la consigne de suivi de charge, soit automatiquement par les consignes de télé réglage ou de réglage primaire de fréquence. En mode *direct* ou *manuel*, la régulation de la turbine n’est pas en boucle fermée : la référence ouverture est directement imposée (au réglage primaire près) par le signal de suivi de charge (*direct*) ou par par une mémoire (*manuel*). Ces deux modes se distinguent par le fait qu’avec le premier, on commande les variations de puissance par affichage d’une valeur cible et d’une vitesse de rampe, alors qu’avec le second, on commande l’ouverture ou la fermeture des vannes à une vitesse présélectionnée, le tout commandé par un signal tout-ou-rien.

La voie (B) est celle par laquelle sont mises en œuvre les réductions de puissance demandées par un signal logique en provenance du cœur ou de la partie conventionnelle lorsque certaines limites de sûreté sont atteintes. On utilise pour cela un module de mémoire et un générateur d’impulsion élaborant des cycles de réduction de puissance. Les baisses sont alors poursuivies tant que le signal logique n’a pas disparu.

Finalement, la voie C permet quand à elle de limiter la puissance turbine à une valeur exprimée en «pression première roue»,⁵. Ce seuil de puissance est accessible en salle de commande, alors qu’une limitation maximale non accessible est installée à titre de sécurité supplémentaire.

Les régulations du cœur s’efforcent d’une part d’aligner la puissance thermique sur la puissance turbine (tout en maintenant les paramètres de la chaudière à leurs valeurs normales) et d’autre part de limiter les incidents pouvant survenir sur l’installation. Dans ce but, le réacteur est muni entre autres des deux systèmes de régulation suivants.

Régulation de la position des barres de commande

5. La position du capteur est déterminée de telle sorte que cette mesure soit proportionnelle à la puissance délivrée par la turbine.

sance à la turbine, le débit vapeur évolue avec la variation de puissance, modifiant ainsi les échanges thermiques dans les GV, ce qui se répercute sur la température du fluide primaire. Sans régulation, cette dernière s'ajuste sous le jeu des contre-réactions neutroniques, de façon à rétablir l'équilibre des puissances. Par exemple, une augmentation de puissance demandée par le réseau augmente le débit vapeur admis à la turbine, rendant plus efficaces les échanges thermiques dans le générateur de vapeur, et abaissant la température du fluide primaire. L'effet modérateur (voir Annexe A) provoque alors le dégagement d'une réactivité supplémentaire dans le cœur conduisant à une hausse de la puissance thermique, jusqu'à l'équilibre. Le raisonnement à partir d'une baisse de puissance montre également que le cœur s'auto régule. Il est donc très intéressant de profiter de cette autorégulation (réglage primaire de fréquence par exemple), mais passé une certaine variation de puissance, une régulation externe est nécessaire. En effet, sans action extérieure, la variation de température permettant de compenser la variation de puissance pourrait être néfaste sur les composants du circuit primaire, et compromettre la sûreté de l'installation. C'est là qu'intervient le groupe de compensation de puissance, afin d'apporter (ou de retirer) la réactivité correspondante à la variation de puissance, et ainsi d'anticiper sur la variation de température. Cette correspondance prend la forme d'une courbe de calibrage qui est établie en début de cycle, et qui donne la position des GCP pour compenser la variation de puissance. Cependant, elle ne tient pas compte des autres sources de variations de la réactivité, et devient de moins en moins exacte à mesure de l'avancement dans le cycle. Le groupe R intervient alors pour réguler plus finement la température du fluide primaire, et il est donc asservi en position dans ce but. L'objectif de cette régulation est bien de maintenir la température moyenne du fluide primaire aussi proche que possible d'une température de référence qui dépend de la puissance. Cette loi linéaire puissance-température est commune à tous les REP1300.

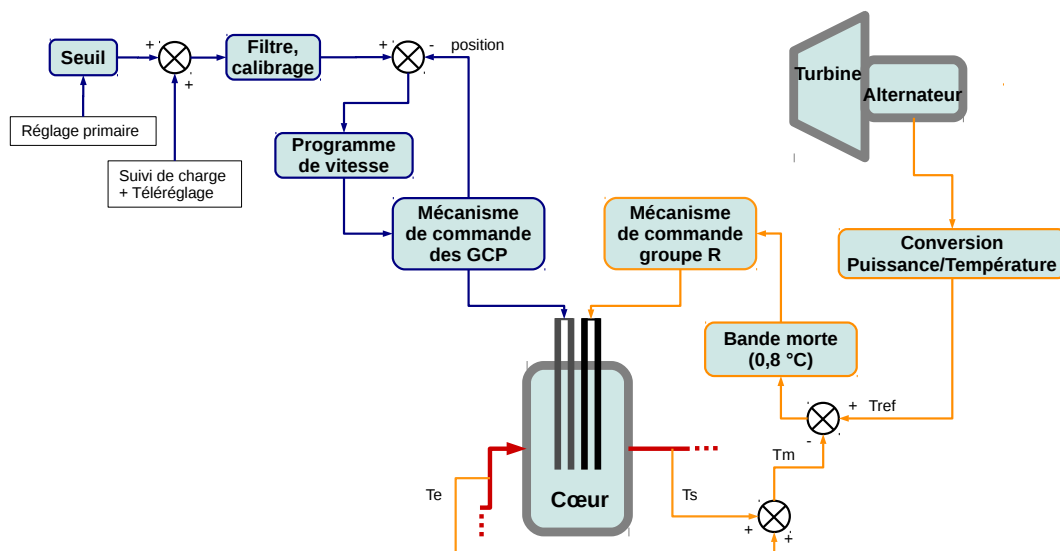


FIGURE 1.12 – Principe de la compensation de puissance et de la régulation de température [19].

La figure 1.12 présente les chaînes de régulation des GCP et du groupe R. On note bien

ici que la compensation de puissance se fait en boucle ouverte, tandis que la régulation de la température se fait en boucle fermée.

La position des GCP est donc déterminée en convertissant la puissance électrique en position, et c'est l'écart entre la position effective et cette position de consigne qui enclenche les mécanismes de déplacement. Pour limiter leur usure, ces grappes ne sont pas utilisées dans le cadre du réglage primaire (sauf en cas d'incident, d'où le seuil). En ce qui concerne les groupes de régulation de température, la température moyenne du cœur (demie-somme des températures d'entrée et de sortie) est comparée à la température de consigne, et pour une différence supérieure à 0.8°C , les mécanismes s'enclenchent. En dessous, le cœur s'auto régule. Cette bande morte de température permet aussi d'éviter que le groupe de régulation ne bouge en permanence et contribue donc à réduire son usure.

Régulation de la concentration en Bore soluble C'est, avec la chaîne de régulation de la position des barres de commande, la chaîne qui ajuste la réactivité dans le cœur. Elle permet à un opérateur de contrôler la concentration en bore soluble dans le circuit primaire. Les cristaux de Bore (acide borique) sont stockés dans des réservoirs, de même que l'eau déminéralisée, et lors d'une demande de dilution ou de borication, on injecte respectivement de l'eau claire ou de l'eau borée à 7700 ppm (partie par million massique, ou encore milligramme de bore par kilogramme d'eau). Cette injection se fait aux joints de pompe primaire, directement en amont du cœur, ce qui diminue les temps de latence entre l'injection et l'effet escompté. La Fig. 1.13, présente un schéma simplifié de cette régulation. Le circuit primaire est toujours en rouge et le circuit de régulation du bore en vert.

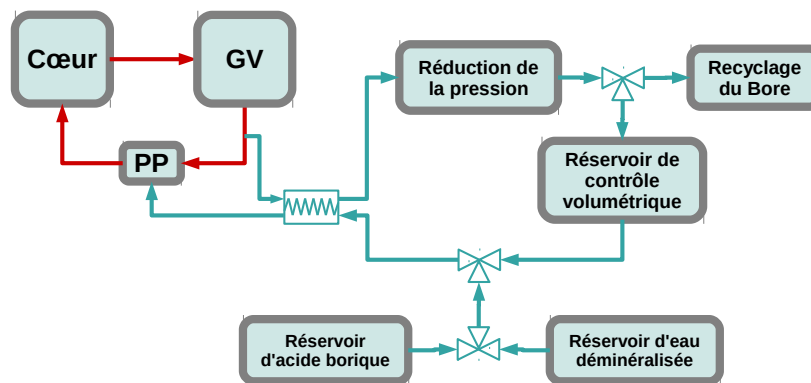


FIGURE 1.13 – Principe de la régulation de la concentration en bore soluble.

Avant d'être injecté, le fluide subit un préchauffage par l'intermédiaire d'un échangeur thermique avec le fluide sortant, ceci afin d'éviter d'injecter de l'eau froide (ce qui pourrait provoquer une hausse non désirée de la réactivité). De plus, le volume d'eau du circuit primaire étant contrôlé, une injection de fluide par le mécanisme de régulation se traduit par une évacuation d'une partie du fluide primaire de l'autre côté. Ceci est réalisé par un piquage sur la ligne froide du circuit. La concentration en bore au temps t , notée $[B](t)$ n'est donc pas simplement la concentration de l'eau borée injectée $[B]_{inj}$, mais dépend également du volume d'eau du circuit primaire V , du débit des pompes Q , de la concentration dans le circuit primaire au moment de l'injection notée

$[B]_0$, suivant la formule :

$$[B](t) = ([B]_0 - [B]_{inj})e^{-\frac{Q}{V}t} + [B]_{inj} \quad (1.1)$$

les concentrations s'expriment en ppm, le débit de pompe en m^3/h , et le volume du circuit en m^3 .

Le circuit de régulation du bore soluble sert, en parallèle aux barres de contrôle, à ajuster la réactivité du cœur ainsi que la température du fluide primaire, mais il est également utilisé pour le contrôle de l'axial offset. À première vue, cela semble impossible, puisque l'intérêt du bore soluble est justement d'être homogène dans le cœur. Détaillons un peu cet aspect. Comme l'eau du circuit primaire entre par le bas du cœur, on observe une différence de l'ordre de 20°C entre le haut et le bas, et c'est en mettant à profit cette différence de température que l'opérateur peut maîtriser une éventuelle dérive de l'axial offset. En effet, la partie la plus chaude du cœur a un coefficient modérateur plus négatif (le coefficient d'expansion thermique étant lui même fonction de la température). Ainsi, une augmentation de la concentration en Bore, qui engendre la même diminution de température dans le haut et le bas du cœur, a pour effet de plus augmenter la puissance dans le haut que dans le bas proportionnellement, et donc d'augmenter l'axial offset. De même, une baisse de la concentration en Bore réduit plus fortement la puissance dans le haut du cœur que dans le bas et réduit donc l'axial offset.

Pour des dérives lentes ou faibles de l'axial offset, l'opérateur peut donc agir sans les barres. Cependant, dans le cas où la dérive est importante, la variation de la concentration en Bore nécessaire ferait sortir la température de sa bande morte, et le groupe de régulation de température se mettrait en marche (asservissement).

Ainsi, si l'axial offset est trop important, l'opérateur engage une dilution. La température augmente, et l'axial offset diminue, jusqu'à ce que la bande morte des 0.8°C soit dépassée. Le groupe de régulation de la température s'insère alors, et continue de réduire l'axial offset.

Régulation du contournement vapeur au condenseur Elle intervient durant des transitoires de puissance très rapide et de grande amplitude, lorsque les barres de contrôle ne permettent pas de diminuer la puissance thermique aussi rapidement que ce que le réseau demande, et pour éviter là encore des modifications trop importantes des conditions de température et de pression. On court-circuite donc la turbine, en envoyant la vapeur directement au condenseur (en passant par des organes de dépressurisation pour «faire comme si» la vapeur passait par la turbine). Ceci permet de simuler une charge, et ainsi limiter la variation de puissance «vue» par le cœur et au final réduire les variations de température et de pression primaire qui pourraient induire un arrêt automatique du réacteur. On dispose alors de nombreuses vannes (14 dans notre cas), afin de limiter l'influence de chaque vanne en cas de défaillance.

Cette chaîne de régulation est présentée sur la figure 1.14. Le contournement est commandé à partir de la pression en sortie du GV, qui est filtrée pour éliminer les ondes de pression qui apparaissent lors des transitoires rapides. La dérivée de ce signal (donc la vitesse de variation) conditionne l'ouverture de vannes rapides (partie jaune) à condition que leur ouverture ait été autorisée en réponse à une vitesse de variation de la pression première roue turbine importante (parties bleu clair et foncé). Une deuxième

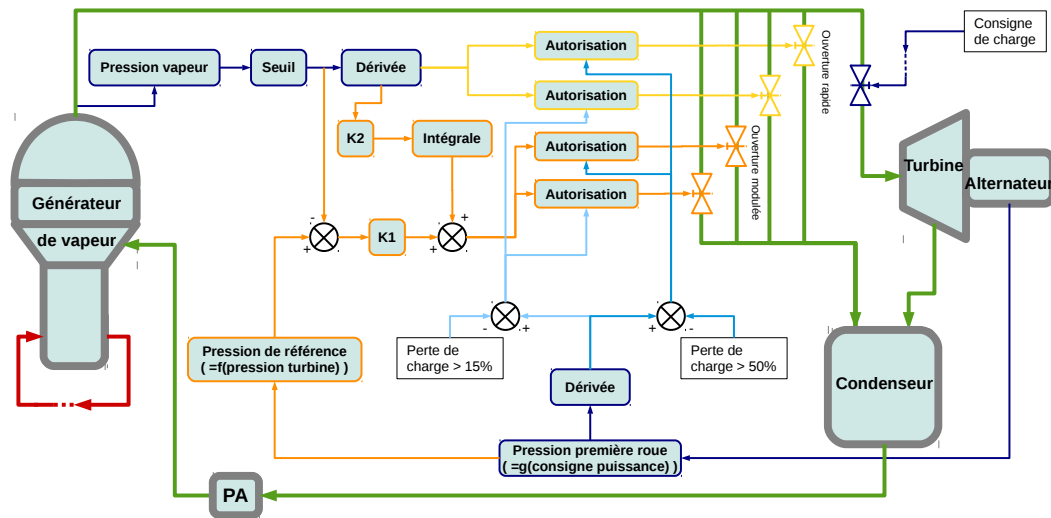


FIGURE 1.14 – Principe de la régulation du contournement de la vapeur au condenseur [19].

partie des vannes (partie orange) s'ouvre de façon modulée, commandée par un signal représentant la différence entre la pression en sortie du GV et la consigne qui est fonction de la pression turbine. L'autorisation d'ouverture des vannes permet d'assurer que le contournement de la vapeur s'effectue uniquement dans le cas où la variation de pression dans le GV est due à une variation de pression première roue de la turbine.

1.4.2.3 Valeurs de consigne

Les variations de puissance électrique demandées par le réseau sont traduites en variation de vitesse de rotation de la turbine, et engendrent toute une série de répercussions sur le cœur qui s'équilibre alors naturellement. C'est le cas pour de faibles variations de puissance, en revanche pour des variations importantes, il n'est pas envisageable de laisser le cœur s'auto réguler, car les conditions de température et de pression risqueraient alors d'être trop différentes des conditions de fonctionnement nominal des différents composants. C'est pour cela que les chaînes de régulation sont mises en place. Pour décrire complètement le système, il faut maintenant définir les valeurs de consigne pour les différentes grandeurs réglées. La plus importante, et celle sur laquelle se concentre le modèle développé dans cette étude est la température moyenne du caloporteur dans le cœur.

La géométrie des générateurs de vapeur et leur fonctionnement induisent des couplages forts entre la température primaire et la pression secondaire. Deux choix sont alors possibles. Dans le premier, la température primaire est maintenue constante, ce qui minimise les effets à compenser par les grappes de commande, mais maximise les variations de la pression de la vapeur conduisant à un sur dimensionnement des composants du secondaire. Le second, dans lequel la pression est maintenue constante, minimise le dimensionnement du secondaire, mais maximise les variations de réactivité et donc les mouvements de barres. Il a été choisi un compromis entre ces deux extrêmes, et ni la température primaire ni la pression secondaire ne sont constantes, mais elles dépendent toutes les deux de la charge. Un programme de température qui définit une température de référence en fonction du niveau de puissance est donc défini. Les chaînes de régulation décrites plus haut ont donc pour but de maintenir en permanence la température moyenne du fluide primaire aussi proche que possible de la

température de référence, la pression secondaire étant alors une variable libre. Ce programme est représenté sur la figure 1.15.

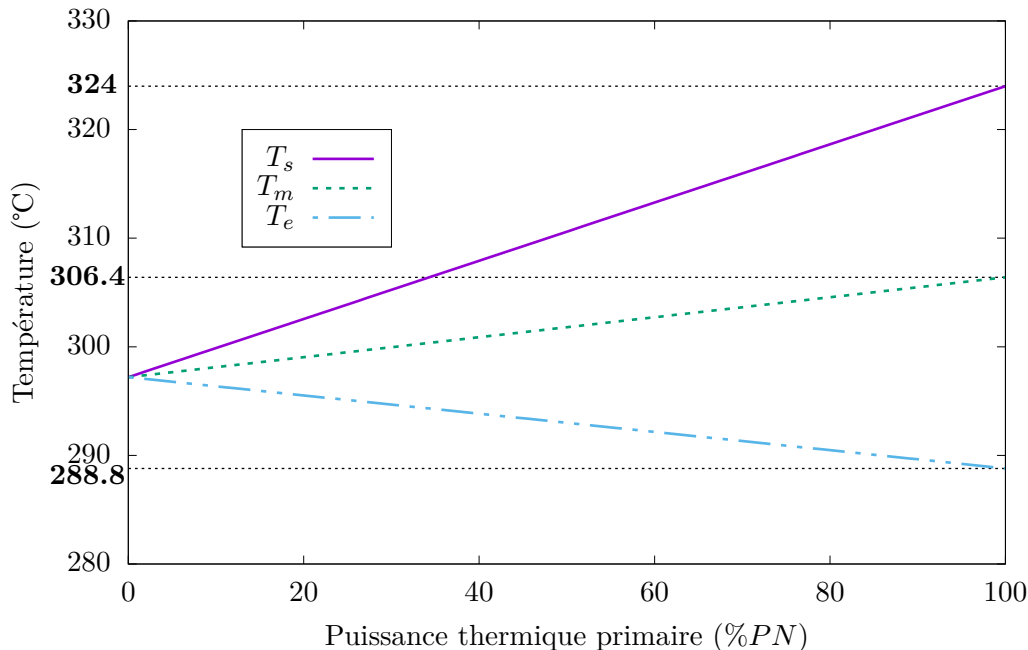


FIGURE 1.15 – Programme en température des REP1300 [48].

Les valeurs des températures à puissance nulle ou à puissance maximale font aussi l'objet de compromis. Par exemple, à puissance nominale, plus la température de sortie de cœur est élevée, plus le rendement du cycle thermodynamique est grand, mais si la température augmente trop, le risque d'ébullition est trop important. La température de sortie (T_s) est fixée à 324°C à 100%PN. Pour ce qui est de la température à puissance nulle (températures d'entrée et de sortie sont alors égales), les aspects neutroniques voudraient qu'elle soit la plus haute possible afin de minimiser le besoin en anti-réactivité lors du passage de la puissance nominale à puissance nulle (et donc de diminuer le nombre de grappes, et le nombre d'ouvertures dans le couvercle). Cependant, c'est à puissance nulle que la pression dans le générateur de vapeur (pression de saturation) est la plus élevée, et il faut donc limiter la température pour maintenir cette pression suffisamment élevée, car c'est elle qui dimensionne les seuils d'ouverture de certaines soupapes. La température du circuit primaire à puissance nulle est fixée à 297.2°C. On peut donc tracer l'évolution (linéaire) de la température de sortie de cœur en fonction de la puissance, et la température d'entrée (T_e) s'en déduit en connaissant le débit fourni par les pompes. Leur demi-somme donne alors la température moyenne (T_{moy}).

Il existe également d'autres grandeurs régulées comme :

- la pression primaire, qui doit être suffisamment importante pour éviter l'ébullition du fluide en sortie du cœur à 325°C, mais tout de même rester inférieure à la pression limite de rupture de la tuyauterie. Dans un REP1300, elle est maintenue à une valeur de consigne qui vaut 155 bar par le pressuriseur ;
- le niveau dans le pressuriseur qui varie également après ajustement de la pression. Cette régulation a pour but d'une part de maintenir le pressuriseur opérationnel, et d'autre

part de minimiser le volume des effluents en maintenant la masse d'eau pratiquement constante dans le circuit primaire.

- le niveau du fluide secondaire dans les générateurs de vapeur est dépendant de la puissance, et il est donc maintenu à une valeur de consigne. En effet, les échanges thermiques entre le primaire et le secondaire sont très dépendants de la hauteur à laquelle bout le fluide secondaire, car les coefficients de réponse thermique de l'eau liquide et de l'eau vapeur sont très différents. En outre, cette régulation permet également de maintenir un fonctionnement satisfaisant des séparateurs-s cheurs situés en sortie du générateur de vapeur, dont le but est d'envoyer la vapeur la plus sèche possible à la turbine.

1.5 Définition du problème d'optimisation

Les variables ajustables sont les leviers de l'optimisation, c'est-à-dire les paramètres qu'il est possible de modifier pour améliorer le mode de pilotage. La conception du nouveau mode de pilotage ne concerne que les barres de contrôle, et les variables ajustables correspondent donc à quelques-uns des paramètres caractéristiques des mouvements des barres. Les critères d'intérêt permettent de caractériser le comportement des nouveaux modes de pilotage, et de comparer leurs performances lors du transitoire de suivi de charge considéré.

1.5.1 Variables ajustables

Le programme de déplacement des barres de contrôle est paramétré par de nombreuses valeurs (vitesses, recouvrements, nombre de groupes, ordre d'insertion et nous nous intéressons dans cette étude à 11 de ces variables. Ainsi, il nous est possible d'ajuster les quatre vitesses nominales et les trois valeurs de recouvrement des groupes de compensation de puissance, ainsi que les vitesses maximales et minimales, la bande morte et la bande de manœuvre du groupe de régulation de température. Toutes ces variables sont entières sauf la bande morte de température du GRT qui est discrétisée en dixième de degré. Les mécanismes de commande des grappes obligent en effet les valeurs de recouvrement, de vitesse et de bande de manœuvre à prendre des valeurs discrètes. Le Tableau 1.4 donne les bornes autorisées de ces variables, ainsi que les valeurs correspondantes à la solution actuelle, c'est-à-dire ceux actuellement implémentés dans le mode *G* des *REP1300*.

TABLE 1.4 – Variables entières caractéristiques d'un mode de pilotage solution au problème. La bande morte de température *mor* est exprimée en dixième de degré, les recouvrements et la bande de manœuvre *man* sont exprimés en pas, et les vitesses sont exprimées en pas par minute.

	Recouvrements GCP			Vitesses GCP				Vitesses GRT		Bandes GRT	
	r_1	r_2	r_3	v_1	v_2	v_3	v_4	V	v	<i>man</i>	<i>mor</i>
Borne min (<i>m</i>)	0	0	0	10	10	10	10	42	3	7	8
Borne max (<i>M</i>)	255	255	255	110	110	110	110	102	13	117	16
Gestion actuelle	70	80	95	60	60	60	60	72	8	27	8

Les valeurs présentées dans la table tiennent compte de ces contraintes logiques et tech-

nologiques, qui sont des contraintes fortes, et qui permettent de réduire la taille de l'espace de recherche. Par exemple, les recouvrements ne peuvent pas être plus grand que la hauteur totale des barres de commande, les vitesses de déplacement des barres sont contraintes par les mécanismes de commande, qui sont technologiquement limités, la bande de manœuvre (dont le milieu reste à la même position) ne doit pas sortir du cœur, etc.

Un nombre important d'autres variables peuvent être envisagées comme des permutations d'insertion entre les GCP, ou le fait de pouvoir séparer un groupe en deux sous-groupes, voire des compositions de grappes différentes, les crayons dans lesquels elles s'insèrent, ou les assemblages grappés. L'étude est néanmoins confinée aux variables mentionnées dans le Tab. 1.4 pour deux raisons : dans un premier temps, un effort de réduction de la taille de l'espace de recherche est réalisé, et dans un second temps, le but de l'optimisation est de proposer des modes de pilotage qui soient facilement implémentables dans les centrales actuelles, et qui se doivent donc d'être proches du mode de pilotage actuel (pas de transformations majeures). Cette seconde contrainte permet en outre de s'affranchir d'une grande partie des études de sûreté nécessaires lors de l'identification de tout nouveau mode de pilotage innovant. Néanmoins, le domaine de recherche est énorme, puisqu'il contient approximativement 3×10^{20} configurations possibles. Toutes les configurations possibles ne sont pas nécessairement solutions au problème puisqu'il existe d'autres contraintes (faibles) à respecter pour cela. Par exemple, dans l'hypothèse où une valeur de recouvrement est nulle ($r_i = 0$), les groupes correspondants s'insèrent en même temps, et il est donc nécessaire que leurs vitesses soient égales ($v_i = v_{i+1}$). Cela permet de réduire la taille du domaine de solution admissible, puisqu'il n'est pas possible de générer des solutions qui ne respectent pas ces contraintes faibles.

1.5.2 Critères à optimiser

Le travail de réduction de la taille de l'espace objectif est d'autant plus légitime que la fonction d'évaluation est coûteuse en temps de calcul. L'évaluation des solutions est basée sur le simulateur développé dans la Partie I, et chaque calcul correspond à la simulation d'un transitoire de suivi de charge, avec une gestion des barres de contrôle correspondant aux paramètres de la solution évaluée. L'optimisation consiste à minimiser les valeurs d'intérêt (ou critères) qui représentent des grandeurs globales caractéristiques du pilotage de la centrale. La première est une grandeur liée à la sûreté du réacteur, puisque directement liée à l'*axial offset*, tandis que la seconde intègre un critère économique et lié à l'environnement puisqu'il s'agit du volume d'effluents produits par l'utilisation du bore soluble.

On rappelle que le diagramme de pilotage (Fig. 1.9) permet aux opérateurs de connaître de façon globale les conditions de fonctionnement du cœur d'un point de vue de sa puissance. L'opérateur peut ainsi suivre en temps réel l'évolution des conditions du cœur dans le plan $(P_r, \Delta I)$, où P_r est la puissance relative exprimée en pour cent de la puissance nominale et ΔI le déséquilibre axial de puissance donné par :

$$\Delta I = P_r \times AO$$

où AO est l'*axial offset*.

La Fig. 1.16, montre un diagramme de pilotage qui intègre le principe du calcul du critère. Ce critère (critère *axial offset*) est égal à la somme de toutes les aires hachurées entre le point courant du cœur et la droite correspondant à un *axial offset* constant, comme illustré sur la Fig. 1.16, pondérées par la puissance relative et par la durée entre deux pas de temps. Il est noté plus formellement C_{AO} , et est défini par la formule suivante :

$$C_{AO} = \frac{1}{4} \sum_i \Delta t_i \cdot |P_{r,i+1}^2 - P_{r,i}^2| \cdot (D(\Delta I_{i+1}) + D(\Delta I_i)) \quad (1.2)$$

avec $D(\Delta I_i) = |\Delta I_i - \Delta I_i^{ref}|$. Le point $(P_{r,i}, \Delta I_i)$ représente l'état du cœur dans le diagramme au temps i , ΔI_i^{ref} le déséquilibre axial de puissance donné par la droite de référence à la puissance $P_{r,i}$ et Δt_i la durée entre les pas de temps i et $i + 1$.

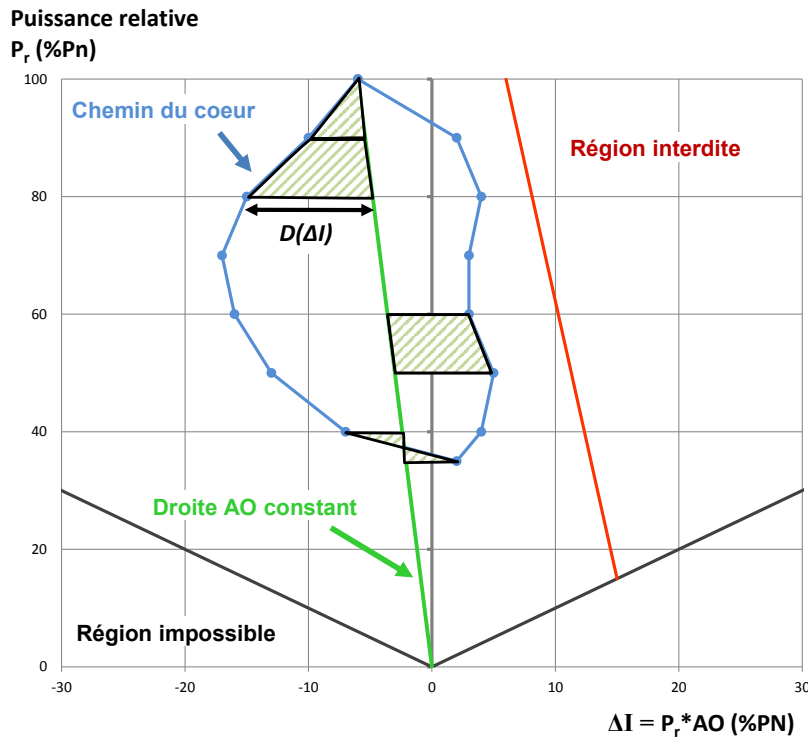


FIGURE 1.16 – Représentation d'un diagramme de pilotage, illustrant le principe de calcul du critère *axial offset*. La puissance thermique relative est exprimée en pour cent de la puissance thermique nominale (%PN).

Cette définition permet de prendre en compte le fait qu'un *axial offset* important à grande puissance est plus pénalisant qu'à faible puissance (la puissance linéique maximale est en effet susceptible d'être plus élevée), et qu'un *axial offset* important durant un temps long est plus pénalisant que durant un temps court. Minimiser ce critère permet à la fois de réduire l'aire couverte par le point de fonctionnement, mais assure également de rester proche de la droite de référence.

Le volume d'effluents, noté V_{eff} , et lui aussi à minimiser, dans le but d'assurer une utilisation du bore soluble la plus restreinte possible. Pour augmenter (respectivement diminuer) la concentration en bore soluble du circuit primaire, de l'eau de ce circuit est remplacée par de l'eau à forte teneur en bore soluble (respectivement de l'eau déminéralisée). Le volume du circuit primaire étant constant, la quantité de fluide injectée d'un côté doit nécessairement être retirée de l'autre, et toute action sur le bore (borication ou dilution) produit donc des effluents. La minimisation de la quantité d'effluents est importante d'un point de vue  cono-

mique et environnemental. D'une part ces effluents sont radioactifs (ils sont en contact avec le combustible et certains produits de fission peuvent y être en solution) et ils doivent être stockés dans des réservoirs adaptés puis retraités et le coût du retraitement de ces effluents est élevé. D'autre part, une fois ces réservoirs remplis, le bore soluble ne peut plus être utilisé pour manœuvrer le cœur et un arrêt de la tranche est nécessaire ce qui induit un coût supplémentaire indirect de l'utilisation du bore soluble.

Le modèle développé nous permet de calculer le volume d'effluents produits qui est déterminé par le débit de la pompe injectant le nouveau fluide (car les quantités de fluide injectées et extraites du circuit primaire sont égales), suivant la formule :

$$V_{eff} = \sum_i Q_i * \Delta t_i$$

avec Δt_i et Q_i respectivement la durée entre deux pas de temps et le débit de pompe (en $m^3.s^{-1}$) au pas de temps i . Le débit de pompe est donné en inversant la formule (1.1) par :

$$Q_i = -\frac{V}{\Delta t_i} * \begin{cases} \log\left(1 + \frac{[B]_i - [B]_{i-1}}{[B]_{i-1} - [B]^*}\right) & \text{en cas de borication} \\ \log\left(\frac{[B]_i}{[B]_{i-1}}\right) & \text{en cas de dilution} \end{cases} \quad (1.3)$$

Dans cette formule, le volume du circuit primaire est noté V , $[B]_i$ représente la concentration en bore au pas de temps i et $[B]^*$ la concentration de l'eau à forte teneur en bore soluble (7700 ppm).

Ces deux critères C_{AO} et V_{eff} sont à minimiser : le but est d'obtenir des perturbations axiales sur le cœur les plus faibles possibles (*axial offset* constant), ainsi qu'une utilisation du bore soluble réduite. Cependant, ces critères semblent à priori contradictoires. En effet, les deux moyens de contrôle à disposition sont les barres de commandes, dont le déplacement engendre des perturbations axiales, et le bore soluble qui est beaucoup plus homogène sur le cœur. Ainsi, pour réduire l'impact d'un transitoire de puissance sur le cœur, l'idée serait de moins utiliser les barres de commande, mais alors l'utilisation du bore soluble augmenterait. À l'inverse, réduire l'utilisation du bore soluble implique une plus grande mobilité des barres et donc un critère sur l'*axial offset* plus important. Le but de l'optimisation multiobjective est de trouver les compromis possibles entre ces deux extrêmes.

1.5.3 Contraintes vis-à-vis de la sûreté

Il existe dans un réacteur plusieurs chaînes de protection : les chaînes locales et celles globales. Les premières, dites aussi génériques, ont pour objectif principal la protection de la première barrière de confinement (la gaine), sans à priori sur le scénario de puissance (normal, incidentel ou accidentel). Elles sont complexes, mais adaptées cependant principalement aux scénarios lents de fonctionnement normal. La *chaîne bas REC* protège ainsi le cœur contre la crise d'ébullition et la *chaîne de puissance linéique* protège le combustible contre la fusion de la pastille et le phénomène IPG. Ces chaînes sont limitées dans la mesure où elles ont un temps de réponse long et incompatible avec les cinétiques rapides de fonctionnement accidentel, mais également, car elles ne détectent pas les dissymétries et enfin qu'elles ne sont pas opérationnelles à puissance nulle. En complément, il existe donc des chaînes globales, appelées spécifiques puisque chacune repose sur un paramètre mesuré, représentatif d'un nombre limité d'accidents. Elles protègent par exemple contre les pertes de débit primaire ou contre les brèches primaire/secondaire.

Des études de grande ampleur sur les problématiques relatives à la sûreté ont ainsi été menées, en se basant sur des transitoires de classe 2 ou plus (accidentels). Les transitoires étudiés sont par exemple les transitoires AEC (Augmentation Excessive de Charge), REA (Rod Ejection Accident), accident de perte de réfrigérant primaire (APRP), rupture de tuyauterie vapeur (RTV) ou encore CDG (Chute De Grappes). Ces études ont conduit à certaines limites sur le fonctionnement normal d'où pourrait être initié un transitoire accidentel. Ces limites ont ensuite été affinées par des études statistiques évaluant, pour un grand nombre de situations dites normales, des grandeurs relatives à la sûreté comme les facteurs de point chaud. De ces études ont été tirées des limites comme la limite droite du diagramme de pilotage, ou les limites correspondant au Système de Protection Intégré Numérique (SPIN)  quipant les réacteurs du palier 1300 MWe et intégrant les deux chaînes locales bas REC et puissance linéique.

Nous nous concentrons ici sur ces chaînes locales, puisque le transitoire de puissance considéré concerne les conditions normales d'exploitation, et que les transitoires accidentels ne sont donc pas considérés. Les phénomènes d'interaction pastille-gaine et de crise d'ébullition, en lien avec ces chaînes de protection, sont discutés dans un premier temps. Dans un second temps deux autres critères que sont les marges d'antiréactivité et les poids de barres, sont présentés. Ils sont également en lien avec le pilotage, mais dépendent surtout de la conception du c eur et sont non traitées par les chaînes mentionnées.

1.5.3.1 Intéraction pastille-gaine

L'interaction pastille-gaine (IPG) est un des deux phénomènes directement lié au pilotage et pouvant conduire à la défaillance de la première barrière de confinement [80]. Lors de transitoires de puissance importants, l'utilisation des groupes de barres de contrôle peut perturber la distribution axiale de puissance, conduisant à un *axial offset* important (négatif la plupart du temps, puisque l'insertion se fait par le haut du c eur), à des pics de puissance et potentiellement à des puissances linéiques élevées à certains endroits du c eur. On sait que dans certaines conditions [48], et dans le cas de grandes variations de puissance linéique, une interaction entre la pastille et la gaine peut avoir lieu, entrainant de fortes contraintes sur la gaine qui peut alors rompre. Depuis quelques années en France, de nombreuses études de sûreté sont menées en lien avec ce risque IPG, dans le but de valider ou non les gestions de c eur proposées, et il arrive que certaines soient écartées en raison de ce risque.

Il est connu que les pastilles fluent plus vite que les gaines [10, 68]. Ce phénomène de fluage est présent même lorsque la puissance est maintenue constante. Ainsi, à puissance nominale, un équilibre est atteint et les contraintes dans la gaine se stabilisent. On dit que le combustible est conditionné. Lorsqu'un transitoire de puissance a lieu, comme un suivi de charge par exemple, le risque d'appliquer une contrainte sur la gaine supérieure à la limite technologique augmente. La baisse de puissance s'effectue dans un premier temps sans problème, puisque la pastille se contracte alors que le diamètre de la gaine reste constant, augmentant le jeu. Si le palier bas est suffisamment court, le combustible n'a pas le temps de se déconditionner (c'est-à-dire que la gaine n'a pas le temps de fluer) et la pastille reprend donc sa place initiale lors de la remontée sans risque de contrainte élevée. Dans ce cas-là, la remontée peut se faire rapidement. Si, en revanche, le palier à puissance réduite se maintient (on parle de fonctionnement prolongé à puissance intermédiaire [FPPI]), la gaine flue à son tour et vient recoller à la pastille, réduisant le jeu. Le combustible est alors d conditionn . Si la remontée en puissance s'effectue de façon brutale, la pastille, en se dilatant va appliquer une forte contrainte en traction sur la gaine qui peut alors rompre.

Deux types d'essais sont réalisés pour évaluer les limites technologiques. Un premier type consiste à effectuer des essais de traction sur des échantillons irradiés ou non en laboratoire. Cette mesure ne permet cependant pas de conclure quand à la limite technologique puisqu'elle ne prend pas en compte l'environnement du combustible (sous flux, contraintes de pression). Un second type d'expérience consiste en des essais de rampe, permettant de définir les limites à rupture en fonction du taux de combustion, de la puissance atteinte lors de la rampe, de la vitesse de variation de puissance et de l'amplitude de la variation. Pour qu'une rupture ait lieu, il faut qu'une contrainte forte soit appliquée pendant un temps suffisamment long, en présence éventuellement d'un environnement chimique agressif (corrosion de la gaine par exemple). Cette limite est donc exprimée en termes de contrainte. Les essais permettent de couvrir un large domaine de fonctionnement. L'historique du combustible intervient de manière importante sur tous ces phénomènes, et rend la problématique IPG très compliquée à résoudre. En effet, les comportements de la pastille et de la gaine sont tous deux différents selon qu'ils soient en début de vie (taux de combustion nul) ou bien juste avant leur déchargement. D'une part l'irradiation constante de ces éléments modifie leur structure cristalline, et ainsi leurs propriétés mécaniques, et d'autre part pour un taux de combustion identique, les sollicitations que ces éléments ont subies, et donc également leurs comportements, ne sont pas les mêmes selon qu'ils aient été irradiés à puissance constante ou sous puissance fluctuante. Cette problématique est donc complexe à résoudre. EDF a donc réalisé une étude autour de ce phénomène dans les années 1980. Il apparaît que le diagramme de pilotage ne suffit plus pour la protection de rupture par IPG puisqu'il n'intègre pas les aspects temporels et qu'il ne prend pas en compte l'historique du combustible. Les études ont ainsi abouti à la notion de crédit K , caractérisant le conditionnement ou le déconditionnement du combustible, et limitant entre autres la possibilité de baisse de puissance dans le cas où le combustible ne serait pas suffisamment conditionné.

Finalement, l'établissement des risques IPG peut se faire par simulation numérique. Il existe un code dédié au CEA nommé Alcyone [74] permettant de réaliser des calculs couplés thermomécaniques (comportement des matériaux sous irradiation, contraintes appliquées), thermohydraulique (échanges thermiques avec le fluide primaire), neutronique (production de puissance et flux neutronique) et physico-chimique (comportement des produits de fission, migration dans les matériaux). Il est montré dans l'annexe B que cette problématique n'est pas limitante lors de transitoires de suivi de charge et elle n'est donc pas étudiée plus en détail dans ce premier exercice.

1.5.3.2 Rapport d'échauffement critique

Le second critère de sûreté utilisé pour assurer l'intégrité du gainage est lié au flux thermique critique. Il s'agit du rapport d'échauffement critique (REC) [48, 19]. Dans un REP, le flux thermique critique est le flux thermique pour lequel la densité des bulles produites par l'ébullition nucléée [25] dans la couche limite du barreau chaud est si importante que les bulles voisines fusionnent et forment un film de vapeur à la surface du barreau. En raison du faible coefficient d'échange thermique de la vapeur en comparaison à celui de l'eau liquide, le transfert de chaleur entre la gaine et le fluide diminue, de sorte que si le flux thermique augmente encore (ou si le débit de réfrigérant est réduit), la température du gainage augmente rapidement et notablement. Une fusion ou une oxydation rapide du gainage pourrait alors se produire et entraîner la défaillance de ce dernier. Le rapport d'échauffement critique est défini par :

$$REC = \frac{\phi_{\text{critique}}}{\phi_{\text{local}}}$$

où ϕ_{critique} est le flux thermique critique et ϕ_{local} le flux thermique local calculé ou mesuré dans le cœur. Le flux thermique critique est calculé en fonction des paramètres d'exploitation à partir de corrélations. Ces corrélations sont des régressions de données tirées d'essais à l'échelle que le fournisseur de combustible exécute spécifiquement pour chaque modèle d'assemblage. Ainsi, la corrélation du flux thermique critique est propre au type d'assemblage combustible. Les paramètres de corrélation comprennent la pression, le débit, le sous-refroidissement, le pic de puissance à l'intérieur de l'assemblage combustible et le profil de distribution axiale de la puissance. Les corrélations les plus connues sont nommées *W3*, *Groeneveld* ou *GEXL* et sont appliquées dans le monde entier. Afin de réduire l'importance de ces essais (laborieux et coûteux) des modèles hydrauliques (de sous-canaux) sont utilisés pour établir une « fonction de réponse » aux variations de certaines variables. Une fois ces modèles convenablement validés par comparaison avec les résultats d'essais, il est alors possible de réduire le nombre d'essais complémentaires à exécuter.

Le flux local, quant à lui est déterminé en considérant un crayon fictif à priori pénalisant, constitué pour chaque tranche axiale du crayon dont le flux thermique est le plus élevé. Ainsi, une corrélation est appliquée par les systèmes de protection en connaissant le flux thermique nominal moyen cœur, la puissance thermique relative et le facteur de forme axial. Il est ainsi possible de calculer le rapport d'échauffement critique minimal (le moins bon) à chaque instant, et de vérifier qu'il est supérieur à la limite. Si ce n'est pas le cas, des alarmes se déclenchent dans un premier temps et les systèmes de protection s'enclenchent si besoin et provoquent l'arrêt du réacteur. Dans le cas de notre étude, la détermination du rapport d'échauffement critique passerait encore une fois par la simulation numérique. Le code permettant de réaliser ce calcul au CEA est le code FLICA4 [100] dédié à la thermohydraulique du circuit primaire.

Les limites assignées au rapport d'échauffement critique garantissent que seule une très faible proportion du gainage du combustible (0,1% de la totalité des barreaux combustibles) devrait statistiquement (avec une confiance de 95%) subir une défaillance au cours des incidents de fonctionnement prévus. La limite de sûreté relative au rapport d'échauffement critique [80] est tirée d'une analyse statistique de type Monte-Carlo qui calcule le flux thermique critique pour chaque assemblage présent dans le cœur en de multiples points d'irradiation et au cours du cycle, tout en introduisant des variations aléatoires dans les variables d'entrée (données de fabrication, données mesurées dans l'installation, corrélation du flux thermique critique) sur la base des incertitudes connues. De même, les incertitudes du modèle sont traitées statistiquement. Pour garantir le maintien du gainage, il faut assurer que le rapport d'échauffement minimal (REC_{min}) sur tout le cœur vérifie $REC_{\text{min}} < 1 + \epsilon$, avec ϵ dépendant de la corrélation utilisée. Il est commun de prendre ϵ allant de 0,3 à 0,7.

1.5.3.3 Poids des barres

Le poids neutronique d'une barre de contrôle correspond à l'efficacité intégrale (totale) de la barre en question. Il dépend principalement de la conception du réacteur, c'est-à-dire des matériaux utilisés pour construire les barres (B_4C , AIC , acier), mais également du plan de disposition des barres dans le cœur. En effet, l'environnement de la grappe considérée est primordial, puisque selon les assemblages autour (réactifs ou non), l'efficacité de la grappe est différente. L'influence des cartes de flux et de puissance sur l'efficacité des grappes est

discutée en Section 2.1.2. La principale difficulté réside dans le fait que la barre influe sur les assemblages autour d'elle, de sorte que l'historique de son mouvement modifie son efficacité. En plus de l'évolution naturelle du flux au cours de l'avancement dans le cycle, une barre peut provoquer un sous-épuisement de l'assemblage dans lequel elle est insérée dans le cas où elle y est maintenue insérée. De la même façon que la problématique IPG, l'effet d'historique est donc un facteur important à prendre en considération pour le calcul des poids de barres.

L'étude des poids de barres s'inscrit dans un cadre de scénario accidentel de type REA (rod ejection accident), faisant partie de la classe de scénarios type RIA (reactivity injection accident). L'accident d'éjection de grappe de contrôle induit une forte et rapide excursion de réactivité dans le cœur. Compte tenu du caractère local de l'initiateur de l'accident, la nappe de puissance se trouve fortement déformée, le pic de puissance se situant à l'issue de l'éjection, à proximité immédiate de l'assemblage où la grappe a été éjectée. Cette évolution de puissance est contre-balançée dans un premier temps par la contre-réaction par effet Doppler puis par la contre-réaction par effet modérateur. Par la suite, les grappes d'arrêt d'urgence chutent dans le cœur en apportant leur anti-réactivité qui suffit à étouffer définitivement le flux neutronique, et met fin au transitoire. Les risques liés à cet accident se portent à la fois sur le gainage combustible, qui peut rompre en raison du dépôt important et brutal d'énergie en certains points du cœur, mais également sur la cuve en raison de l'onde de pression produite suite à une éventuelle rupture de gaine.

La violence du transitoire engendré par l'éjection d'une grappe de contrôle dépend de sa réactivité (degré d'enfoncement, nature de l'absorbant) et de la fraction de neutrons retardés du cœur (état d'irradiation, plan de chargement). Dans le cas où la réactivité de la barre est inférieure à la fraction de neutrons retardés, le transitoire est dit simplement surcritique. Dans le cas où la réactivité est supérieure à la fraction de neutrons retardés, il s'agit d'un transitoire surcritique prompt nettement plus violent que le précédent et caractérisé par la production d'un pic de puissance d'autant plus fort que l'écart entre ces deux valeurs est important. Dans le but d'assurer la sûreté du réacteur, des limites sont fixées sur les grandeurs suivantes :

- l'enthalpie dans la pastille pour satisfaire les études relatives à l'IPG ;
- la température en paroi de la gaine, liée à la fragilisation de la gaine via le phénomène d'oxydation du zircaloy par l'eau ;
- les températures atteintes dans la pastille qui doivent rester inférieures à la température de fusion de l'oxyde d'uranium.

Ces grandeurs étant fonction de la réactivité de la grappe et de l'état initial du cœur, un moyen de parvenir à réduire les risques lors des transitoires d'éjection est de limiter les poids des barres en opération, au cas où une éjection incontrôlée surviendrait. Étant donné que les matériaux utilisés et le schéma d'implantation sont conservés dans notre étude, il reste à s'assurer que les grappes ne soient pas trop insérées ou si c'est le cas, qu'elles le soient pendant un temps suffisamment court. Le principe du calcul du poids d'une barre est de comparer les réactivités du cœur barre insérée et barre extraite, toute chose égale par ailleurs. Par exemple, à différents moments d'un transitoire de suivi de charge, une des barres insérées dans le cœur est extraite en partant de sa position courante, puis en repartant de l'état avant extraction, une autre est extraite, etc. Ce type d'étude devant de plus être réalisée à différents moments du cycle.

1.5.3.4 Marges d'antiréactivité

Pour amener un réacteur à l'état sous-critique, il faut disposer soit de barres de commande ayant une antiréactivité suffisante soit d'une concentration de bore suffisante dans le réfri-

gérant primaire. Dans le cas des barres de commande, cette exigence liée à la sous-criticité devient ce qu'il est convenu d'appeler la marge d'arrêt [80]. Cette marge est définie comme étant la marge à la criticité ($k_{eff} = 1$) lorsque toutes les barres de commande sont insérées sauf la plus antir active. La marge d'arrêt doit être suffisante pour atteindre la puissance nulle à chaud à tout moment. La limite fixée dans les spécifications techniques pour la marge d'arrêt est principalement établie à partir de l'ensemble des incertitudes admises dans la détermination de k_{eff} et des tolérances de fabrication des barres de commande. Cette limite est habituellement vérifiée au moins pendant le démarrage du cycle (au rechargement). De plus, une augmentation de la concentration en bore est requise pour réaliser la mise à l'arrêt à froid. D'une façon générale, la marge d'arrêt relative au bore est la marge à la criticité applicable dans le cas où le système d'injection de bore de secours serait activé. La concentration en bore devrait alors être suffisante pour assurer la mise à l'arrêt du réacteur sans déplacement des barres de commande.   des fins de conservatisme, le xénon présent dans le cœur n'est pas pris en compte. Les limites applicables à la marge d'arrêt relative au bore en cas d'urgence sont établies de la même façon que les limites applicables à la marge d'arrêt relative aux barres de commande mentionnées plus haut. Plus précisément, elles sont fondées sur les incertitudes des calculs et les incertitudes systémiques. Normalement, la marge d'arrêt relative au bore en cas d'urgence n'est pas explicitement incluse dans les spécifications techniques de la centrale, mais fait plutôt l'objet d'une vérification analytique dans le cadre du processus d'analyse de sûreté et d'autorisation du rechargement. Ce n'est pas le cas pour la marge d'arrêt relative aux barres de commande. Celle-ci est déterminée en fin de cycle, lorsque les effets de contre-réaction neutronique sont les plus importants et que l'usure des barres est la plus prononcée. Un calcul de la réactivité totale des $N - 1$ grappes (la plus réactive n'est pas insérée) est effectué, à laquelle on soustrait certaines pénalités, marges d'erreur et usure des grappes.   cette nouvelle valeur de réactivité corrigée sont également soustraits les effets de température du modérateur, doppler, de vide, de redistribution de puissance et les incertitudes associées. Cette nouvelle valeur correspond à la marge d'arrêt relative aux barres de commande, et peut être comparée à la valeur limite.

Cette marge d'arrêt n'est pas étudiée plus en détail dans cette étude puisque sortant du cadre de fonctionnement normal en cours de cycle. De plus, les paramètres au cœur de l'étude tels que les recouvrements ou les vitesses d'insertions ne modifient pas les marges d'arrêt, puisque ces dernières sont issues de calculs statiques où les barres sont soit extraites, soit complètement insérées. En revanche, en cas de modification de la composition des barres, de leur positionnement dans le cœur ou de leur nombre, cette problématique aurait toute sa place.

1.6 Périmètre et objectifs de la thèse

1.6.1 Choix du réacteur étudié

Certaines des centrales nucléaires françaises sont capables d'ajuster leur production pour s'adapter à la variabilité non seulement des autres sources de production, mais également de la demande, dans le but de stabiliser le réseau électrique. Cependant, dans un contexte de transition énergétique et écologique, où l'objectif affiché des gouvernements européens est de réduire les émissions de gaz à effets de serre, l'augmentation des énergies renouvelables intermittentes dans le mix énergétique français pose la question de l'extension des capacités

de suivi de charge du parc nucléaire. Ces énergies étant appelées avant le nucléaire dans le principe du *merit order*, leur part croissante a inexorablement pour effet, à partir d'un certain niveau, de modifier la forme du profil de puissance demandé au parc nucléaire et de réduire son facteur de charge annuel. Bien évidemment, le nucléaire ne pourrait pas à lui seul compenser la variabilité des sources intermittentes, et des moyens de *back-up* comme du stockage, peuvent aider à passer les pics de charges. Certaines de ces questions peuvent être résolues en considérant la diversité des centrales, et leur nombre important sur tout le territoire [16], mais cette étude se concentre sur un seul type de centrale (caractérisée par sa puissance électrique, son type de combustible et son mode de pilotage), et se place donc à l'échelle d'une centrale, de sorte que les effets de parc ne sont pas pris en considération.

Il existe deux modes de pilotage en service dans les réacteurs du parc nucléaire français, dont un est un mode historique qui ne permet que très peu d'ajustement de puissance (le mode *A*). L'étude s'appuie donc sur le second mode de pilotage (le mode *G*) qui présente des améliorations du mode *A* permettant de répondre aux problématiques du suivi de charge. D'après le tableau 1.3, seules les familles *CP1*, *CP2* et *P4* implémentent ce mode de pilotage, les deux premières étant constituées de REP900, et la troisième de REP1300. Ces deux types de réacteurs n'ayant pas les mêmes caractéristiques⁶, l'étude des deux n'est pas envisageable durant le temps imparti à la thèse. Nous nous concentrons donc uniquement sur les REP1300 : d'une part ils bénéficient d'une technologie plus avancée que les REP900, et d'autre part si on replace le problème dans le contexte de compensation de puissance sur le réseau, leur plus grande capacité de production est un avantage certain. Cette étude s'appuie donc sur un réacteur de type REP1300, présenté en Section 1.4.2.

1.6.2 Choix du scénario de suivi de charge

Si certaines des limites liées au pilotage de la centrale en suivi de charge concernent des critères technico-économiques (facteur d'utilisation du combustible par exemple), la plupart sont en lien avec des critères de sûreté. On pense par exemple au phénomène d'interaction entre la pastille et la gaine (Annexe B) qui limite la vitesse de retour en puissance dans certaines conditions, ou encore l'apparition de produits de fission comme le xénon ou le samarium qui peuvent provoquer des oscillations instables de la puissance thermique, dont le temps caractéristique d'oscillation est de quelques heures. Cette dernière problématique impose principalement des contraintes sur la durée des paliers bas. Tous ces éléments sont rappelés dans [48], et sont intégrés lors de l'établissement des spécifications techniques d'exploitations (STE) et des transitoires de suivi de charge admissibles.

Le transitoire de suivi de charge choisi pour cette étude est basé sur les répartitions statistiques des pentes et des paliers (tableaux 1.1 et 1.2), ainsi que sur les pas de temps caractéristiques de chaque signal. Ce transitoire caractéristique et représentatif de la situation actuelle est de type 6/18, et correspond à une compensation de la variation de la consommation entre le jour et la nuit, avec un palier bas de puissance à 30%*PN* durant 6 heures et un palier à puissance nominale pendant 18 heures. La figure 1.17 illustre l'évolution de la puissance en fonction du temps durant ce transitoire.

Seuls le suivi de charge et le télé réglage sont représentés sur cette figure, puisque l'amplitude et la fréquence du réglage primaire de fréquence sont telles qu'aucune action particulière de pilotage n'est rendue nécessaire (l'amplitude est suffisamment faible, et la fréquence éle-

6. à la fois techniques (nombre d'assemblages, nombres de barres de contrôles, dimensions, critères de sûreté) et technologiques (systèmes de protection, systèmes de régulation, etc.)

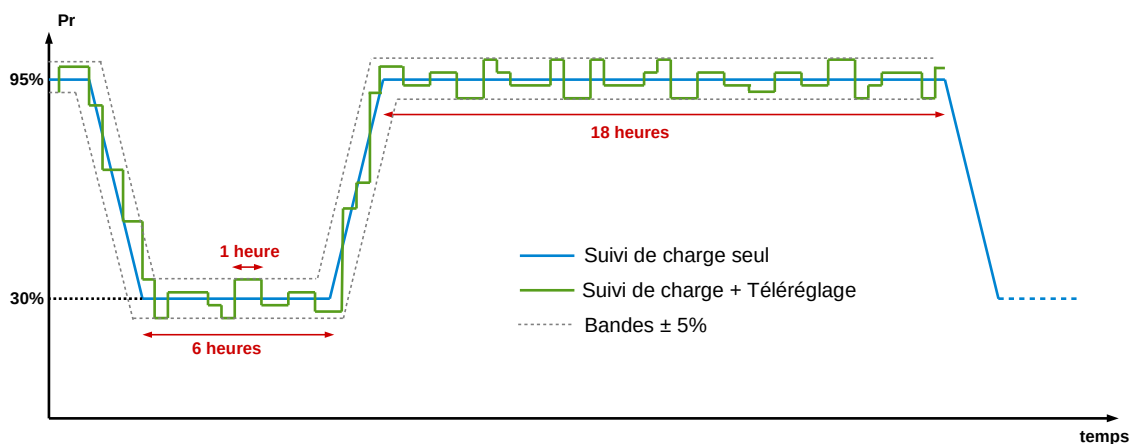


FIGURE 1.17 – Évolution typique de la puissance au cours du temps

vé), et il ne rentre donc pas dans le cadre de cette étude. Les valeurs choisies pour la vitesse et pour l'amplitude de variation de puissance sont constantes tout au long de l'étude, à savoir une vitesse de 5%PN/min et une amplitude de 70%PN (palier bas à 30%PN). Ces valeurs, bien que théoriquement atteignables et indiquées dans le cahier des charges des centrales, ne le sont en pratique que très rarement, et correspondent à priori au scénario actuel le plus sollicitant en termes de manœuvrabilité des centrales (vitesse et amplitude maximales).

1.6.3 Objectifs de la thèse

La question qui se pose est celle de la sûreté de la tranche durant ces transitoires de suivi de charge. En effet, la solution la plus rapide pour faire varier la puissance thermique du réacteur est l'utilisation des grappes de contrôle. Le principal problème réside dans les hétérogénéités axiales que cela peut induire : perturbations des distributions de flux neutronique, de puissance, et également de température. Il peut alors apparaître des points chauds à certains endroits du cœur et si la température (ou la puissance linéique) en ces points dépasse un certain seuil de sûreté, il n'est plus possible d'assurer la sûreté du réacteur (vis-à-vis de la première barrière de confinement que représente le maintien de l'intégrité de la gaine notamment). Le but de ce travail est donc d'améliorer le comportement des centrales au cours d'un transitoire de suivi de charge. Les centrales choisies pour cette étude sont des centrales de type REP1300 et certains paramètres concernant les barres de commande sont ajustés (programmes de vitesse, valeurs de recouvrement entre groupes, ou bande de manœuvre). De cette manière, on montre la capacité de ces centrales à répondre à une demande croissante de flexibilité, en ne proposant que de légères modifications du mode de pilotage. Les performances des modes de pilotage modifiés sont évaluées au regard de deux critères : un premier basé sur le diagramme de pilotage (réduire ce critère permet de réduire les hétérogénéités axiales dues à l'insertion des barres de commande et donc à priori de réduire les points chauds), et un second critère basé sur l'utilisation du bore soluble représenté par le volume d'effluents produits (le retraitement de ces effluents radioactifs coûte cher et leur production est limitante dans la mesure ou lorsque le réservoir est rempli, un arrêt de la tranche est nécessaire).

Nous identifions deux types de limites en ce qui concerne la manœuvrabilité des centrales actuelles :

- La première est en lien avec les caractéristiques des transitoires de suivi de charge. En effet, les études des différents scénarios prospectifs montrent que les limites actuelles concernant les vitesses et les amplitudes de variation de puissance auraient besoin d'être dépassées à partir d'une certaine contribution des énergies intermittentes à la production totale, mais que cela ne suffirait certainement pas puisque la fréquence des demandes de baisse de charge augmenterait également. En plus des variations de charge programmées jour/nuit actuelles, une autre baisse de charge importante viendrait s'intercaler pour compenser le pic du soleil. En deçà d'une certaine limite de puissance installée d'éolien et de solaire, il est néanmoins possible d'envisager de séparer le parc nucléaire en deux de telle sorte que ces variations de charges bihebdomadaires soient réparties et que chacune des parties du parc n'en fasse qu'une seule. Cela ne résout cependant pas le problème des arrêts répétés, ou des fonctionnements prolongés à puissance réduite. Il apparaît donc qu'au-delà d'une part critique d'énergies intermittentes, les réacteurs nucléaires doivent prouver leur capacité à subir des transitoires de suivi de charge d'un nouveau type, bien que la forme et les caractéristiques de ces nouveaux types de transitoires soient encore inconnues. Franchir cette première catégorie de limites permettrait d'augmenter la capacité d'ajustement des centrales, et donc de répondre à un nombre plus grand de demandes du réseau.
- La seconde concerne la disponibilité des centrales au cours de leur cycle d'exploitation, mais pour un transitoire de puissance fixé. Le transitoire de puissance tel qu'illustré sur la figure 1.17 correspond en effet à un transitoire réalisable en début de cycle, lorsque le taux de combustion est faible. L'évolution du cœur impose, pour des raisons de sûreté, que la valeur de l'amplitude de la variation de puissance diminue progressivement et linéairement à partir de 65% de l'avancement dans le cycle et ce jusqu'à 90%, comme le montre la Fig. 1.18. À partir de ce moment-là, le suivi de charge n'est plus autorisé (la valeur de 92%PN sur la figure représente un fonctionnement nominal intégrant la possibilité de télé-régulation et de réglage primaire de fréquence). Dépasser cette limite apporterait également un gain en termes de manœuvrabilité du parc puisque le nombre de centrales disposées à ajuster leur puissance à un instant donné serait augmenté.

À partir de ces deux limitations, trois degrés possibles d'optimisation de la manœuvrabilité des centrales avec les critères considérés se dégagent. Le premier concerne simplement une optimisation du pilotage des réacteurs soumis au transitoire défini plus haut, et en début de cycle. La réduction du critère en lien avec le diagramme de pilotage devrait permettre de gagner des marges vis-à-vis des limites de sûreté imposées dans le diagramme, mais cela ne constitue pas réellement une amélioration si on se replace dans le contexte de l'introduction des énergies renouvelables, puisque n'apportant pas directement de manœuvrabilité supplémentaire. En revanche, réduire le volume d'effluents permettrait de réduire le coût du retraitement pour un nombre de suivis de charge donné, ou d'augmenter le nombre de suivis de charge pour un même coût de retraitement. De plus, cela autoriserait une augmentation de la fréquence de suivi de charge durant la période de disponibilité des centrales (en s'assurant que les autres contraintes soient respectées) en raison d'un remplissage moins rapide du réservoir de stockage. Le deuxième degré concerne l'amélioration du comportement de la centrale sur un transitoire modifié pour prendre en compte les besoins de stabilité du réseau. Les transformations nécessaires n'étant pas encore identifiées clairement, nous n'abordons pas cette problématique, mais il semblerait que les gains obtenus vis-à-vis des limites de sûreté dans le diagramme de pilotage permettent un passage plus facile vers ces nouveaux

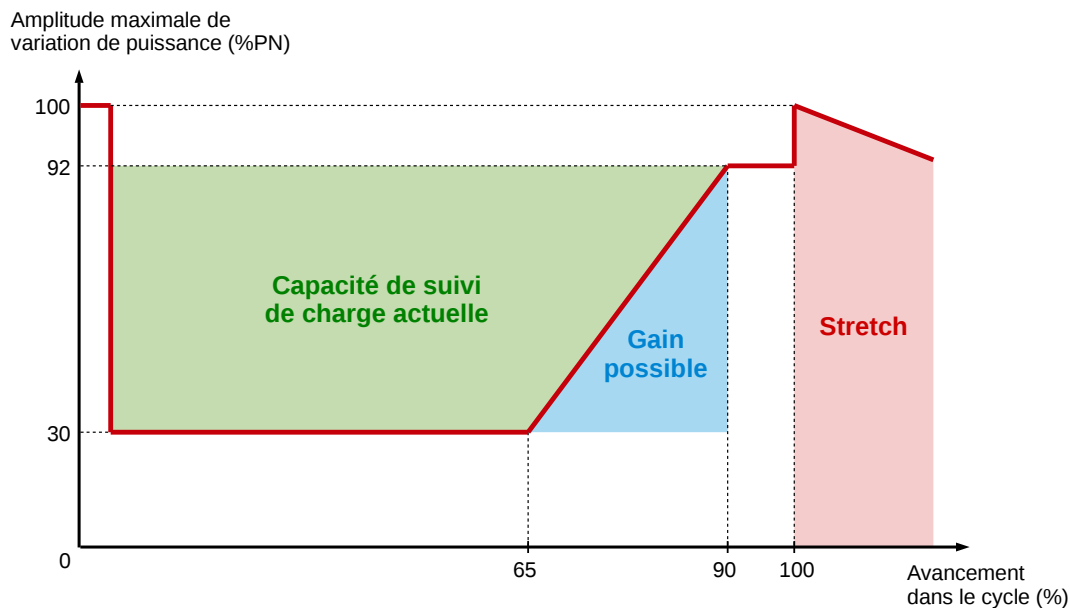


FIGURE 1.18 – Capacité de suivi de charge des centrales les plus manœuvrantes actuelles, et gain envisageable. La courbe en rouge représente l'évolution au cours de l'avancement dans le cycle de la valeur minimale admissible de palier bas.

transitoires, tandis que la réduction du volume d'effluent ne présente à priori pas d'intérêt supplémentaire dans ce cas. Finalement, le troisième volet de l'optimisation concerne l'augmentation de la disponibilité des centrales durant leur cycle d'exploitation, et l'amélioration des deux critères joue un rôle important dans ce cas. Si augmenter les marges de sûreté dans le diagramme de pilotage doit permettre de pouvoir considérer des situations plus pénalisantes tout en respectant les contraintes, c'est réellement la réduction du volume d'effluents qui permet de repousser les limites actuelles imposées par le vieillissement du combustible. En effet, lors de l'avancement dans le cycle, la concentration en bore soluble diminue (c'est également un poison consommable) et donc la vitesse de réduction de sa concentration lors d'une dilution également. Or c'est cette vitesse de dilution qui limite la capacité de suivi de charge des centrales : moins un mode de pilotage a besoin de bore soluble, plus le temps de disponibilité de la centrale pour le suivi de charge s'allonge.

Les objectifs de la thèse se résument donc ainsi :

Objectif 1 : développer un modèle de la centrale pour pouvoir évaluer les deux critères définis ci-dessus. Ce modèle doit prendre en compte les aspects 3D et multi physique du cœur, intégrer les couplages entre le circuit primaire et le circuit secondaire de telle sorte que la centrale puisse être pilotée avec la turbine comme c'est le cas en pratique, et modéliser également un opérateur fictif dont le but est de réguler la température du fluide primaire et l'*axial offset* en utilisant les barres de contrôle et le bore soluble. Ce modèle prend comme variables d'entrée les paramètres de barres, qui sont les variables ajustables du problème. Ceci constitue l'objectif de la première partie.

Objectif 2 : réaliser une optimisation de la manœuvrabilité de la centrale suivant le premier et le troisième degré d'optimisation. Ces optimisations s'appuient sur des transitoires de suivi de charge identiques, et présentés en Fig. 1.17. Une optimisation du

pilotage de la centrale est tout d'abord réalisée en début de cycle, pour observer les gains possibles suivant les deux critères, et une seconde optimisation est ensuite réalisée en considérant différents niveaux d'épuisement, pour montrer que les limites de la Fig. 1.18 peuvent effectivement être repoussées, et que les gains présentés sur cette figure sont envisageables. C'est l'objectif de la seconde partie.

Objectif 3 : proposer une méthodologie de résolution de ce problème d'optimisation qui peut servir à d'éventuelles études futures. Notons en effet qu'il n'existe pas, à notre connaissance, d'étude d'optimisation similaire, et ce travail se pose donc en pionnier de ce type d'étude. Plus spécifiquement, l'optimisation est découpée en trois étapes : une première étape d'optimisation mono-objectif pour prendre en main les algorithmes développés, entrer d'en ajuster les paramètres, et se faire une première idée de la forme des différentes fonctions objectif sur l'espace de recherche. La seconde étape consiste à réaliser l'optimisation bi-objective pour un épuisement de début de cycle, et la dernière étape étend l'optimisation bi-objective à d'autres taux de combustion. La comparaison des ensembles de solutions obtenus lors des différentes étapes de l'étude, et correspondantes aux différents niveaux d'épuisement permet de conclure quand à l'extension de la capacité de suivi de charge, en identifiant des solutions qui sont performantes tout au long du cycle d'exploitation.

1.7 Conclusion

Le but de ce travail est d'améliorer le comportement des centrales de type REP1300 au cours d'un transitoire de suivi de charge. Les paramètres ajustables concernent le pilotage des barres de commande (programmes de vitesse, valeurs de recouvrement entre groupes, bande de manœuvre). Les performances de chacun des modes de pilotage sont évaluées au regard de deux critères :

- un critère basé sur le diagramme de pilotage : réduire ce critère permet de réduire les hétérogénéités axiales dues à l'insertion des barres de commande,
- un critère basé sur l'utilisation du bore soluble représenté par le volume d'effluents produits : le retraitement de ces effluents radioactifs est contraignant économiquement et leur production est limitée par la capacité des réservoirs de stockage.

L'optimisation de la manœuvrabilité du parc nucléaire réalisée dans cette étude a pour cadre l'augmentation de la capacité des centrales à réaliser du suivi de charge au cours d'un cycle d'exploitation. Actuellement, ces capacités sont réduites au-delà de 60% de la longueur de cycle. Le but de cette optimisation est de montrer que cette limite peut être dépassée et que les centrales peuvent participer au suivi de charge durant la quasi-totalité de leurs cycles d'irradiation.

Ce travail présente trois objectifs : le premier est de développer un modèle de la centrale permettant d'évaluer les critères définis ci-dessus ; le second est de trouver des modes de pilotage qui améliorent les performances de pilotage du mode actuel sur un transitoire de suivi de charge réalisé en début de cycle premièrement puis d'étendre ces performances à des transitoires réalisés à différents avancements dans le cycle ; le troisième est de proposer une méthodologie de résolution de ce problème d'optimisation à différents niveaux (découpage du problème, méthodologie d'ajustement des paramètres des algorithmes, méthodologie d'analyse des solutions).

Première partie

Établissement d'un modèle du
réacteur de type simulateur



Résumé de la partie

Dans cette partie, un modèle du réacteur servant à évaluer les valeurs des critères identifiés est mis au point. Il prend en arguments les caractéristiques des barres de contrôles et est capable de donner des informations précises sur les conditions de fonctionnement du cœur du réacteur à travers le suivi d'observables locales et globales. Une modélisation multi-physique couplée du cœur du réacteur est implémentée, qui intègre des modèles simplifiés de neutronique, de thermohydraulique du fluide primaire et de comportement physique du combustible. Cette simplification permet de réduire le temps de calcul tout en maintenant un bon niveau de représentativité du comportement du réacteur soumis à un transitoire de suivi de charge. La modélisation neutronique adoptée consiste en la décomposition des parties temporelles et spatiales du flux de neutrons, la première étant résolue par l'approximation de Nordheim de la cinétique ponctuelle et la seconde par l'équation de diffusion stationnaire à deux groupes d'énergie. L'aspect thermohydraulique du circuit primaire consiste à résoudre un bilan enthalpique axial en considérant une géométrie multi 1D et l'aspect de physique du combustible se résume à la résolution de l'équation de la chaleur radiale stationnaire sans prise en compte de l'évolution de l'état d'irradiation du crayon et du jeu pastille-gaine. Grâce à la symétrie du problème, la géométrie est réduite à un quart de cœur discrétisé en 30 mailles axiales et chaque assemblage est découpé en quatre pavés. De plus, le modèle développé intègre les couplages entre le circuit primaire et le circuit secondaire, et permet donc de s'approcher du comportement de la centrale lors de son adaptation aux demandes du réseau électrique. Ce couplage consiste à modéliser le générateur de vapeur et permet de déterminer la puissance échangée entre les fluides primaire et secondaire. Tous les modèles utilisés et les choix qui y conduisent sont présentés dans le Chapitre 2.

Le Chapitre 3 concerne l'implémentation du schéma de calcul multi-physique, ainsi que la présentation de l'opérateur fictif modélisé, chargé de piloter la centrale (ajustement de la température du fluide primaire et de l'*axial offset* au moyen du bore soluble et des barres de contrôle). Le comportement du modèle 3D est comparé à un modèle 0D développé au CEA, intégrant une modélisation plus simple de la partie cœur, mais plus précis sur la modélisation de la partie secondaire et du générateur de vapeur. Ce modèle 0D se base sur une modélisation neutronique de type cinétique ponctuelle et n'est donc pas capable de déterminer les critères d'intérêt, mais est calibré sur des données issues de mesures de réacteur et permet donc de vérifier le comportement du modèle 3D. Les grandeurs comparées (puissance thermique, puissance échangée au GV, température moyenne du fluide primaire, température de saturation dans le GV, concentration en bore soluble, position des barres de contrôle) sont très proches entre les deux modèles (inférieures à quelques pour cent). Ces résultats confortent la modélisation 3D dans sa capacité à capter les évolutions des grandeurs non calculées par le modèle 0D, comme les *axial offset* de puissance ou de concentration des poisons xénon et samarium. D'autre part, les études réalisées autour du pilotage par l'opérateur fictif montrent que les actions engagées sont cohérentes du point de vue de la physique des réacteurs. Finalement, le temps de calcul nécessaire à la simulation du transitoire est d'environ 40 minutes pour un transitoire de 24 heures. Ce temps de calcul est tout à fait acceptable au regard des contraintes posées par l'optimisation, mais reste élevé comparé au temps de simulation mis en jeu dans les études d'optimisation.



État de l'art de la modélisation - Choix des modèles

Pour répondre à la problématique du pilotage de la centrale, un modèle est nécessaire afin de reproduire au mieux l'évolution de ses grandeurs physiques au cours du transitoire considéré (suivi de charge). Pour mener à bien cette étude, un modèle multi-physique et multi-échelle du réacteur dans son ensemble est développé. Ce modèle sert à l'évaluation des critères lors du processus d'optimisation. Il doit donc être performant d'une part en termes de temps de calcul (car les résultats de la recherche dépendent directement de sa vitesse d'exécution) et d'autre part, en termes de représentativité afin que les comportements des solutions performantes obtenues soient proches de ceux qu'on pourrait obtenir avec un modèle *Best-Estimate*, voir au regard de mesures sur site. Nous identifions donc les différentes composantes du réacteur à modéliser. Pour chacune d'entre elles, nous décrivons les modèles *Best-Estimate* correspondant au réacteur et au transitoire de puissance considérés et justifions les hypothèses et simplifications faites afin d'aboutir à une modélisation de type simulateur propre à l'optimisation.

Le CEA développe un ensemble d'outils de physique des réacteurs : APOLLO3 [94] pour la neutronique, CATHARE3 [41] pour la thermohydraulique du circuit secondaire, FLICA4 [100] pour la thermohydraulique du circuit primaire et ALCYONE [74] pour la thermomécanique combustible. Ces codes portent les modèles *Best-Estimate*, point de départ de la simplification.

2.1 Modélisation 3D du cœur de réacteur

2.1.1 Neutronique

Le principe de base de la production de l'énergie nucléaire est la fission de noyaux lourds comme l' $U235$ ou le $Pu239$ (réacteurs à neutrons rapides), produisant des neutrons qui servent à provoquer d'autres fissions, établissant une réaction en chaîne. Le but de la neutronique est d'étudier la population de neutrons dans le cœur du réacteur pour prédire leurs distributions spatiales et temporelles et les grandeurs physiques associées (flux, puissance).

2.1.1.1 État de l'art - Méthodologie de calcul

En raison de la complexité et de la taille des objets étudiés au regard des capacités de calcul actuelles, les calculs neutroniques du cœur de réacteur sont actuellement réalisés en trois étapes. Pour fixer les idées, un cœur contient un peu moins de 200 assemblages combustibles, eux même composés d'environ 300 crayons et pour chacun de ces crayons une dizaine de zones radiales et axiales doivent être considérées pour décrire la physique qui s'y déroule. Cela représente environ 30 million de mailles de calcul. Si on ajoute à cela la discrétisation de l'énergie en plusieurs centaines de groupes pour prendre en compte les variations des sections efficaces et la discrétisation en angle suivant une centaine de directions (prise en compte de l'anisotropie des milieux), le nombre de valeurs de flux à déterminer avoisine les 900 milliards et il ne s'agit là que d'un calcul stationnaire. Ce nombre est encore plus important lorsqu'on parle de calcul cinétique. On comprend bien qu'une simplification du problème est indispensable pour pouvoir le résoudre en un temps raisonnable. En remarquant qu'il existe trois niveaux de détail dans la description des phénomènes physiques, il est possible de mettre en place une méthodologie de calcul de type multi-échelle. Premièrement, au sein même du combustible, les phénomènes d'autoprotection dus à la présence de résonance dans les sections efficaces des noyaux lourds constituent le premier niveau de détail (le plus fin). Ensuite au niveau de chaque assemblage, les différences de comportement entre le combustible, la gaine, le modérateur ou les produits de fission constituent le deuxième niveau de détail. Enfin, la structure hétérogène du cœur provoquée par les différents types d'assemblages qui y sont placés constitue le troisième et dernier niveau de détail (le plus grossier). Chaque niveau de détail correspond donc à un calcul spécifique, dont les résultats doivent être moyennés pour passer au niveau de description suivant. La qualité du calcul du cœur est donc directement liée à la précision des différentes descriptions, mais aussi aux équivalences qui permettent de passer de l'une à l'autre [87].

l'étape d'autoprotection consiste à tabuler les grandeurs caractérisant le problème de l'absorption résonnante (comme les sections efficaces microscopiques, les taux de réaction ou encore les tables de probabilités) en ayant au préalable identifié les différents groupes énergétiques considérés. Cette étape n'est réalisée que très rarement, car peu dépendante du problème considéré [87]. Les deux autres niveaux de description sont en revanche fortement dépendants du problème considéré.

le calcul réseau (ou calcul d'assemblage) consiste à résoudre l'équation du transport (annexe A) sur une coupe radiale de chaque type d'assemblage en discrétisant finement en énergie (289 groupes d'énergie) et en espace, mais en supposant que le motif se répète à l'infini. Cela permet de capter la structure fine de l'assemblage considéré, mais également de préparer le calcul de cœur. En effet, à l'issue de ce calcul, des bibliothèques de sections efficaces microscopiques multigroupes et multiparamétrées en fonc-

tion de l'état isotopique de l'assemblage et du point de fonctionnement sont produites et stockées pour être utilisées lors de la dernière étape du calcul. Ces bibliothèques stockent les valeurs de sections efficaces en fonction de différents paramètres, comme le taux de combustion, la température du combustible, la densité du fluide modérateur et les paramètres de barres et de bore. Différents paramétrages sont alors possibles, usuellement entre 5 et 50 valeurs par paramètre. L'utilisateur peut définir des isotopes qu'il souhaite faire évoluer durant le calcul de cœur (les isotopes particularisés) et les autres sont rassemblés dans ce qu'il est convenu d'appeler un macro-isotope, présentant les propriétés moyennées suivant les concentrations des isotopes qui le constituent. Dans notre cas, les isotopes particularisés sont les isotopes des chaînes du xénon et du samarium, ainsi que les principaux précurseurs. C'est lors de la constitution de ces bibliothèques de section efficace que les assemblages combustibles sont homog n s s, cela pouvant se faire plus ou moins grossièrement : le nombre de cellules à considérer est là encore laissé au choix de l'utilisateur. Une description précise consiste à considérer un nombre de cellules égal au nombre de crayons combustible et le cas inverse consiste à ne considérer qu'une seule cellule par assemblage. Dans notre cas, 4 pavés par assemblage sont considérés. Cette homog n sation spatiale s'accompagne le plus souvent d'une condensation en énergie en réduisant le nombre de groupes d'énergie utilisés pour décrire la variation des sections efficaces. Il est ainsi possible de déterminer grâce à ces bibliothèques, les caractéristiques neutroniques (sections efficaces microscopiques et concentrations isotopiques) moyennées et représentatives d'une  te homogène équivalente à l'assemblage réel (il y a donc autant de calcul réseau que de types d'assemblages insérés dans le cœur) utilisées pour le calcul de cœur.

Le calcul de cœur peut ainsi se faire grâce à un modèle neutronique beaucoup plus simple que ceux considérés dans les étapes précédentes. Usuellement, un calcul de diffusion cinétique à deux groupes d'énergie suffit pour capter l'essentiel de l'information. On résout alors cette équation de diffusion en remplaçant les assemblages du cœur par les cellules homogènes identifiées précédemment. Les propriétés neutroniques nécessaires à la résolution des équations dans chaque cellule de calcul sont pour cela déterminées par interpolation des bibliothèques suivant l'état courant de la cellule (température et épuisement du combustible par exemple, mais également concentration en bore soluble ou position des barres). C'est cette dernière étape de calcul qui permet d'accéder aux propriétés physiques d'intérêt du cœur comme sa réactivité, les éventuels points chauds, etc.

La première étape est une étape préparatoire et est peu dépendante du problème considéré. Pour cette raison, elle ne fait pas réellement partie du calcul neutronique et on parle donc en réalité de calcul en deux étapes. La première étant réalisée une fois pour toutes, elle ne rentre pas dans le cadre de la modélisation pour l'optimisation et il n'y a donc pas lieu de la simplifier. En revanche, le temps de simulation correspondant au calcul du cœur est primordial pour le processus d'optimisation et il convient donc de s'y attarder. Pour ce calcul, le cœur est discr t s  spatialement en 30 mailles axiales et chaque assemblage est découpé en quatre pavés. De plus, pour des raisons de symétrie et pour accélérer encore les calculs, seul un quart du cœur est considéré. Tout d'abord nous précisons les équations de diffusion cinétique avant de proposer un découpage des parties temporelles et spatiales pour réduire le temps de calcul.

Pour la résolution cinétique, une vitesse moyenne par groupe d'énergie caractérise les neutrons prompts et intervient dans le temps nécessaire à leur génération, contrôlant ainsi

en partie la cinétique d'évolution du flux neutronique. Les paramètres cinétiques associés aux neutrons retardés permettent également de suivre leur contribution au flux neutronique. Ce type de neutron est relié aux précurseurs qui sont usuellement regroupés en 6 familles, chaque famille étant caractérisée par un temps de décroissance et une proportion de neutrons retardés émis dans chacun des groupes énergétiques. L'équation de diffusion cinétique peut être obtenue en simplifiant l'équation du transport par une méthode similaire à celle utilisée dans l'Annexe A et elle s'écrit pour un groupe énergétique g (les dépendances en espace et en temps n'apparaissent pas pour alléger les notations) :

$$\frac{1}{v_g} \frac{\partial \phi_g}{\partial t} - \vec{\nabla} \cdot (D_g \vec{\nabla} \phi_g) + \Sigma^g \phi_g = \Sigma_s^g \phi_g + \sum_{g'} (1 - \beta_{g'}) \nu_{g'} \Sigma_f^{g'} \phi_{g'} + \sum_l \chi_g^l \lambda_l C_l \quad (2.1)$$

avec :

ϕ_g le flux scalaire du groupe g

D_g le coefficient de diffusion du groupe g

Σ^g la section efficace macroscopique totale (diffusion et absorption) faisant sortir les neutrons du groupe g

Σ_s^g la section efficace macroscopique de diffusion faisant entrer les neutrons dans le groupe g

β_g la fraction de neutrons retardés pour le groupe g

ν_g le nombre moyen de neutrons issus de la fission émis dans le groupe g

Σ_f^g la section efficace macroscopique fission pour des neutrons incidents du groupe g

χ_g^l proportion de neutrons retardés émis par le précurseur l dans le groupe g

λ_l constante de décroissance du précurseur l

C_l concentration du précurseur l

On rappelle les hypothèses faites lors de l'approximation de la diffusion :

- le flux en phase est peu dépendant de la direction,
- il y a peu d'hétérogénéités, afin de ne pas perdre trop d'informations lors de l'homogénéisation des milieux,
- on se trouve loin des interfaces,
- la section efficace d'absorption est faible devant celle de diffusion,
- le milieu est isotrope,

ce qui revient à considérer que les variations en espace des grandeurs considérées sont lentes.

A cette équation de diffusion doivent être ajoutées les équations de Bateman qui décrivent l'évolution des précurseurs (voir Annexe A) données pour le précurseur l par :

$$\frac{dC_l}{dt} + \lambda_l C_l = \sum_{g'} \chi_{g'}^l \beta_{g'} \nu_{g'} \Sigma_f^{g'} \phi_{g'} \quad (2.2)$$

Le code de calcul dédié à la physique des réacteurs au CEA est le code APOLLO3[®]. C'est un projet commun porté par le CEA, EDF et AREVA pour le développement d'une nouvelle génération de code de calcul et d'analyses des cœurs de réacteurs. Ce code propose une précision et une flexibilité améliorées par rapport aux codes précédents, ainsi que des performances de calcul élevées. Il regroupe en outre les calculs de réseau et de cœur, qui étaient jusqu'à présent traités séparément.

Les deux sections suivantes s'attachent à décrire la modélisation simplifiée mise en œuvre correspondant au découplage des parties spatiales et temporelles de l'équation de diffusion cinétique.

2.1.1.2 Découplage des aspects spatiaux et temporels

On a établi au paragraphe précédent les équations de la diffusion cinétique, plus simple à résoudre que le système couplé formé des équations de Boltzmann et Bateman présenté en Annexe A, mais toujours coûteux en temps de calcul. Cette équation a donc encore été simplifiée, en supposant que les parties spatiale et temporelle du flux de neutrons sont indépendantes, s'inspirant de la méthode quasi-statique, décrite en détail dans [38]. Par abus de langage, le découplage mis en œuvre est parfois appelé calcul quasi-statique, sans ambiguïté possible.

Ce découplage consiste à considérer que flux scalaire $\phi_g(\vec{r}, t)$ au point \vec{r} à l'instant t pour le groupe g peut s'exprimer par :

$$\phi_g(\vec{r}, t) = a(t) \cdot \tilde{\phi}_g(\vec{r})$$

où a est la partie temporelle, solution des équations de la cinétique ponctuelle et f la partie spatiale, solution de l'équation de diffusion tridimensionnelle stationnaire. Détaillons un peu plus précisément ces deux termes.

Diffusion statique. Afin de calculer les effets locaux dus par exemple à l'introduction des barres de commandes, ou à une variation de puissance, c'est l'équation de la diffusion statique qui est utilisée. Elle est obtenue en éliminant la dépendance temporelle et la contribution des neutrons retardés de l'équation (2.1) et s'écrit pour le groupe g :

$$-\vec{\nabla} \cdot (D_g \vec{\nabla} \tilde{\phi}_g) + \Sigma^g \tilde{\phi}_g = \Sigma_s^g \tilde{\phi}_g + \sum_{g'} (1 - \beta_{g'}) \nu_{g'} \Sigma_f^{g'} \tilde{\phi}_{g'} \quad (2.3)$$

Il existe plusieurs méthodes de résolution, comme la méthode des différences finies, la méthode des éléments finis, ou les méthodes nodales [38]. Nous utilisons ici un des solveurs neutronique du code de calcul APOLLO3[®], appelé MINOS [67, 12], qui résout l'équation de la diffusion par la méthode SP_N en utilisant une discrétisation spatiale par éléments finis mixtes duaux [38].

Cinétique ponctuelle. La population neutronique est modélisée uniquement du point de vue temporel en supposant que tout le réacteur est concentré en un même point. L'évolution du nombre de neutrons dépend alors de trois types de paramètres :

- le facteur de multiplication effectif k_{eff}
- le temps de vie des neutrons dans le réacteur l
- les paramètres de neutrons retardés associés à chaque famille i , λ_i et β_i (respectivement constante de décroissance et proportion de neutrons retardés)

On établit directement les équations de la cinétique ponctuelle, en effectuant un bilan du nombre de neutrons $n(t)$ et du nombre de précurseurs $C_i(t)$ de chaque famille (on note I le nombre de familles). Pendant un intervalle de temps dt ,

$$n(t) \frac{dt}{l}$$

neutrons disparaissent pour fissionner des noyaux, donnant en moyenne

$$n(t) \frac{dt}{l} k_{eff} (1 - \beta)$$

neutrons prompts. Dans ce même intervalle de temps,

$$\sum_i \lambda_i C_i(t)$$

neutrons retardés apparaissent lors de la désintégration des précurseurs. Concernant le bilan des précurseurs, toujours dans le même intervalle de temps,

$$n(t) \frac{dt}{l} k_{eff} \beta_i$$

apparaissent et

$$\lambda_i C_i(t)$$

disparaissent. On obtient donc le système régissant la cinétique ponctuelle :

$$\begin{cases} \frac{dn(t)}{dt} = \frac{k_{eff}(1-\beta) - 1}{l} n(t) + \sum_i \lambda_i C_i(t) \\ \frac{dC_i(t)}{dt} = \frac{k_{eff} \beta_i}{l} n(t) - \lambda_i C_i(t) \end{cases} \quad (2.4)$$

Pour résoudre ce système, on considère en première approche que le fonctionnement normal se décompose en plages pendant lesquelles la réactivité reste constante. On se ramène donc à un système linéaire homogène à coefficients constants, d'ordre $I + 1$ (l'ordre correspond au nombre d'équations libres, il y en a une pour les neutrons et I pour les précurseurs). La solution du problème est donc une combinaison linéaire de $I + 1$ solutions particulières et on cherche ces solutions particulières sous forme d'exponentielle. On écrit finalement :

$$\begin{cases} n(t) = \sum_{j=1}^{I+1} A_j \exp(\omega_j t) \\ C_i(t) = \sum_{j=1}^{I+1} B_{ij} \exp(\omega_j t) \end{cases}$$

A_j et B_{ij} étant les constantes à déterminer par les conditions initiales. En remplaçant ces formes particulières dans le système (2.4), et après simplification, on obtient l'équation caractéristique de Nordheim¹, dont les ω_j sont les $I + 1$ racines :

$$\rho = l^* \omega + \sum_i \frac{\beta_i \omega}{\omega + \lambda_i}$$

avec $l^* = \frac{l}{k_{eff}}$ et $\rho = \frac{k_{eff}-1}{k_{eff}}$. Une fois les valeurs de ω_j , A_j et B_{ij} trouvées, l'évolution du système est parfaitement caractérisée.

Une méthode de résolution graphique fonctionne pour toute valeur de réactivité. On trace pour cela l'allure du second membre de l'équation de Nordheim en fonction de ω et son intersection avec une horizontale à ρ constant donne les ω_j solutions.

Dans notre cas, on considère que la réactivité est faible devant β et on linéarise l'équation ci-dessus pour obtenir :

$$\omega_0 \simeq \frac{\rho}{l^* + \sum_i \frac{\beta_i}{\lambda_i}} \simeq \frac{\rho}{\sum_i \frac{\beta_i}{\lambda_i}} \simeq \frac{\rho}{\tau}$$

1. Noter qu'il est également possible de retrouver cette équation directement à partir de l'équation de diffusion [110].

τ représente le temps caractéristique du noyau fissile. Cette linéarisation est légitime lorsque la réactivité est très faible comparée à la proportion de neutrons retardés effective, typiquement de l'ordre de quelque dizaine de pcm. Le temps caractéristique τ vaut environ 0.086s dans le cas de l'Uranium 235 qui est le noyau fissile le plus important et si on combine tous les noyaux (moyenne), il vaut 0.066s. Finalement, la population de neutrons évolue comme :

$$n(t) = n_0 \exp\left(\frac{\rho}{\tau}t\right) \quad (2.5)$$

et il en est de même pour la partie temporelle du flux, $a(t)$.

2.1.1.3 Modèles d'évolution isotopique des poisons

Lors du déroulement de la réaction de fission, les noyaux lourds se scindent en deux fragments dissymétriques. La plupart de ces noyaux formés sont eux aussi radioactifs et décroissent par la voie β^- principalement, jusqu'à obtention d'un noyau stable. Elles sont caractérisées par des périodes très variables, allant de la fraction de seconde à quelques centaines, voire millions d'années. Tous ces produits formés restent au sein du combustible, confinés à l'intérieur de la gaine. Comme le combustible, ils sont soumis à un flux important de neutrons et sont donc susceptibles d'en capturer. Cela a pour conséquence de dégrader la réactivité : on appelle ce phénomène l'empoisonnement. Cet empoisonnement se caractérise principalement par son effet sur le facteur de reproduction η de la formule des quatre facteurs (Annexe A), en augmentant la section efficace de capture, au détriment de celle de fission. On appelle ces noyaux issus de la fission ainsi que tous ceux composant les chaînes de décroissance les *produits de fission*. On en recense environ huit cents : c'est donc un problème complexe dont on propose une simplification. On peut calculer l'influence de chacun de ces produits et ainsi les classer par ordre d'importance. Les dix plus importants produits de fission contribuent au trois quarts de l'empoisonnement et les vingt-cinq premiers à 90% du total. En pratique, on traite donc l'évolution des plus importants et les autres sont regroupés en ce qu'on appelle un «pseudo-produit» de fission, construit une fois pour toutes, en lui affectant les propriétés moyennes de tous les produits de fission auxquels il se substitue. Dans le cadre de notre étude, on se concentre sur deux chaînes de décroissance principalement, celle donnant l'évolution du xénon 135 et celle donnant l'évolution du samarium 149, soit au total 8 isotopes. Ce sont ces isotopes qui présentent le plus d'effets sur l'intervalle de temps correspondant au transitoire de suivi de charge considéré. Les équations générales qui gouvernent l'évolution de ces isotopes sont les équations de Bateman. Nous les simplifions dans le cas des deux chaînes identifiées.

La chaîne du xénon. La chaîne d'évolution montrant les réactions produisant et détruisant le xénon est représentée sur la Fig. 2.1.

On remarque que la durée de vie du Tellure 135 est négligeable devant celles des autres isotopes et on considère donc que la fission donne directement l'iode 135, avec un rendement γ_I de 6.4%. De plus, on ne parle pas des nucléides situés après le xénon, étant donné qu'ils ont une durée de vie très supérieure au temps correspondant à l'étude. On note I et X les concentrations en iode 135 et xénon 135 respectivement et on indice les constantes de décroissance λ et les rendements γ de ces deux isotopes par les mêmes lettres. Elles deviennent :

$$\begin{cases} \frac{dI}{dt} = \gamma_I \Sigma_f \phi - \lambda_I I \\ \frac{dX}{dt} = \gamma_X \Sigma_f \phi + \lambda_I I - (\lambda_X + \sigma_X \phi) X \end{cases} \quad (2.6)$$

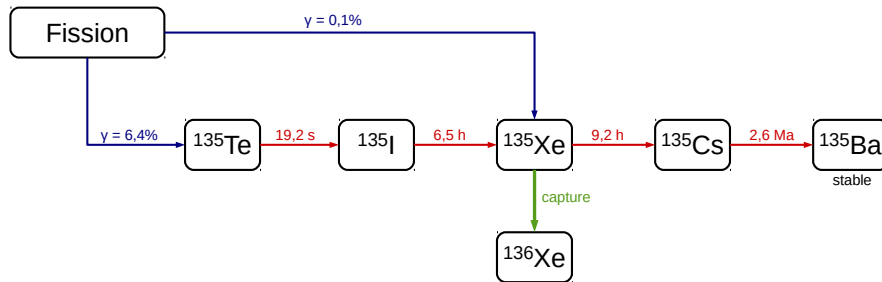


FIGURE 2.1 – Chaîne des réactions produisant et détruisant le xénon 135. Les rendements (γ) sont relatifs à la fission de l'uranium 235 et les durées indiquées correspondent aux périodes radioactives.

où σ_X représente la section efficace microscopique de capture du xénon 135 et Σ_f la section efficace macroscopique de fission. Les constantes de décroissance sont définies comme l'inverse du temps caractéristique du noyau correspondant (en rouge), indiqué sur la figure 2.1. On a enlevé dans ce système la dépendance en \vec{r} pour alléger les notations, mais elle reste bien sûr sous-entendue. Si le flux reste constant, on peut résoudre ces équations analytiquement, pour obtenir l'évolution des concentrations au cours du temps. Si on note I_0 et X_0 les concentrations initiales en iode et xénon respectivement, on obtient :

$$\begin{cases} I(t) = I_0 e^{-\lambda_I t} + I_\infty (1 - e^{-\lambda_I t}) \\ X(t) = X_0 e^{-\delta t} + X_\infty (1 - e^{-\delta t}) + \lambda_I \frac{I_0 - I_\infty}{\lambda_I - \delta} (e^{-\delta t} - e^{-\lambda_I t}) \end{cases} \quad (2.7)$$

avec $\delta = \lambda_X + \sigma_X \phi$. Les concentrations I_∞ et X_∞ représentent respectivement les concentrations en iode et xénon à l'équilibre, c'est-à-dire au bout d'un temps infini et elles sont définies par le régime stationnaire du système (2.6) :

$$I_\infty = \frac{\gamma_I \Sigma_f \phi}{\lambda_I} \text{ et } X_\infty = \frac{(\gamma_X + \gamma_I) \Sigma_f \phi}{\delta}.$$

Il y a deux facteurs qui font que le xénon est d'une importance primordiale dans le pilotage des réacteurs :

- sa section efficace de capture est très élevée : environ trois millions de barns (contre par exemple 250000 barns pour le gadolinium et 4000 barns pour le bore soluble dans le domaine énergétique thermique). Cela s'explique par le fait qu'il comporte 81 neutrons et que le neutron capturé complète la couche jusqu'à 82 qui se trouve être un nombre magique².
- il est produit assez abondamment dans le cœur et dépend du flux neutronique (donc de la puissance), son évolution n'est pas monotone. En particulier, en partant d'une concentration non nulle, une augmentation du flux a pour premier effet de diminuer la concentration (et inversement) avant qu'elle ne se stabilise à la valeur X_∞ proportionnelle au flux.

2. Au même titre qu'il existe des configurations stables pour le remplissage des couches électroniques (règle de l'octet par exemple), il existe des nombres magiques particulièrement stables pour le remplissage des couches de neutrons ou de protons dans le noyau.

Ce dernier point est illustré sur la Fig. 2.2, où on a simulé plusieurs niveaux de baisse de puissance en partant de la puissance nominale (avec une concentration en xénon à l'équilibre) sur un cœur en début de cycle.

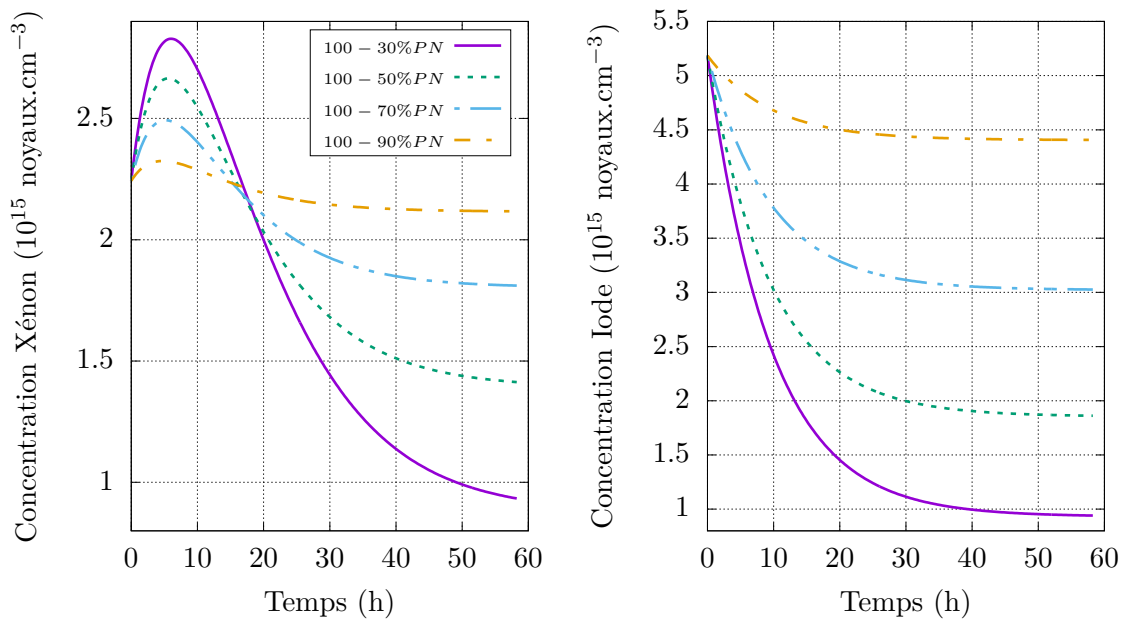


FIGURE 2.2 – Évolution des concentrations xénon et iode, pour des baisses de puissance de différentes amplitudes.

On peut interpréter ces résultats par analogie avec un système hydraulique : on considère un système composé de deux réservoirs : il y a le réservoir iode et le réservoir xénon. Les réservoirs iode et xénon sont alimentés par une source que l'opérateur contrôle (le taux de fission, proportionnel au flux neutronique) et le réservoir xénon se vide soit naturellement (par la voie désintégration) soit par une vanne dont l'ouverture est aussi régulée par l'opérateur (capture neutronique). Finalement, le réservoir iode se déverse dans le réservoir xénon (par désintégration). Lors d'une baisse de puissance, le flux décroît, donc la voie capture du réservoir xénon se ferme alors que le réservoir iode se vide toujours à la même vitesse dans le réservoir xénon : le niveau monte, jusqu'à ce que le réservoir iode se soit vidé (le temps caractéristique de l'iode est plus petit que celui du xénon), le niveau xénon baisse alors à son tour. On comprend ici le caractère instable de la contre-réaction due au xénon : une diminution de flux entraîne une augmentation du xénon, qui tend à faire diminuer encore le flux, etc. L'effet xénon doit donc absolument être surveillé. En effet, considérons une petite perturbation (introduction d'une grappe de contrôle par exemple) qui fasse diminuer la puissance dans le haut du cœur, mais augmenter la puissance dans le bas. La concentration xénon en haut du cœur augmente (il s'accumule, car il disparaît plus lentement alors que l'iode se désintègre) et diminue dans le bas. La puissance dans le haut continue alors de décroître et la puissance dans le bas du cœur continue d'augmenter. Au bout de 7 à 8 heures le déséquilibre atteint un maximum lorsque la concentration en iode est faible dans le haut du cœur et élevée dans le bas. À ce moment, dans le haut du cœur, le xénon est en déficit de production et sa concentration commence

donc à décroître, provoquant une hausse de la réactivité. Le processus s'inverse alors et la puissance devient maximale dans le haut du cœur. La période d'oscillation est de l'ordre de 35 heures, c'est ce type d'instabilité que l'on appelle oscillation xénon.

Du fait de cette contre-réaction instable, on peut arriver au cas limite où toute la puissance est produite par le bas du cœur : les températures et les puissances linéiques seraient alors très supérieures aux limites de sûreté relatives à la tenue des gaines. On comprend donc mieux l'intérêt de l'axial offset, qui caractérise la différence de production de puissance entre le haut et le bas du cœur. Un autre effet, antagoniste à celui décrit précédemment, est la diffusion des neutrons dans le cœur du bas vers le haut et du haut vers le bas. Ainsi, si les puissances dans les parties hautes et basses sont différentes, la diffusion tend à ramener l'équilibre. Il y a donc compétition entre ces deux phénomènes. Le facteur qui caractérise la stabilité vis-à-vis des oscillations xénon est le rapport de la taille du réacteur et de l'aire de diffusion : plus ce rapport est grand et plus les effets dus au xénon dominent et inversement, plus il est petit, plus la diffusion est efficace et c'est elle qui domine.

Le réacteur considéré dans cette étude mesure environ 4m de hauteur active et des oscillations instables peuvent donc s'installer. On peut résumer qualitativement les effets stabilisants / déstabilisants qui entrent en jeu dans ce phénomène :

- Une valeur élevée du flux neutronique est déstabilisante : si le rôle de la capture neutronique est faible dès le départ, l'effet est moindre.
- Un facteur de forme faible, c'est-à-dire un aplatissement du flux dans le cœur, est défavorisant : il donne une plus grande importance aux bords (qui sont découplés d'un point de vue neutronique) et la diffusion a donc moins d'effet.
- Une grande taille de réacteur est un effet déstabilisant puisque les parties hautes et basses sont moins couplées.
- Plus les coefficients de contre-réaction température modérateur et combustible sont négatifs, plus leur effet est stabilisant : ils ont un effet quasi immédiat sur la réactivité et s'opposent aux variations de flux, stabilisant le cœur.
- La présence d'assemblages MOX est stabilisant, car le nombre de neutrons dans le domaine thermique est moindre, réduisant l'efficacité des captures par le xénon.

La chaîne du samarium. De même que le xénon est le principal poison présentant un pic après arrêt du réacteur, le samarium est le principal poison présentant un surcroît après arrêt. La Fig. 2.3 présente la chaîne d'évolution produisant et détruisant le samarium. Cette chaîne est qualitativement identique à celle du xénon, à la différence près que le samarium 149 est un noyau stable (le xénon 135 est radioactif). Il n'y a donc qu'une seule voie possible de désintégration de ce noyau : la capture neutronique, qui dépend du flux. En outre, il n'y a pas de formation directe par fission, donc une seule voie de formation également.

On note S et P les concentrations en samarium et prométhéum respectivement et on indice les constantes de décroissance λ et les rendements γ de ces deux isotopes par les mêmes lettres. Si on néglige l'étape du néodyme, on obtient comme équations d'évolution simplifiées :

$$\begin{cases} \frac{dP}{dt} = \gamma_P \Sigma_f \phi - \lambda_P P \\ \frac{dS}{dt} = \lambda_P P - \sigma_S \phi S \end{cases} \quad (2.8)$$

où σ_S représente la section efficace microscopique de capture du samarium et Σ_f la section efficace macroscopique de fission. Les constantes de décroissance sont définies comme

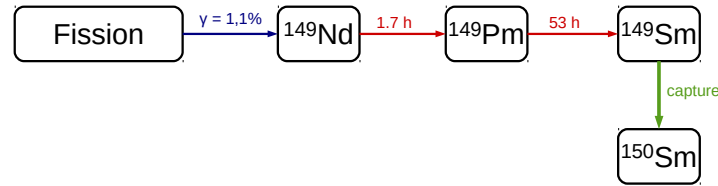


FIGURE 2.3 – Chaîne des réactions produisant et détruisant le samarium 149. Le rendement (γ) est relatif à la fission de l'uranium 235 et les durées indiquées correspondent aux périodes radioactives.

l'inverse du temps caractéristique du noyau correspondant (en rouge), indiqué sur la figure 2.3. De même que pour le xénon, on peut résoudre analytiquement ces équations si le flux reste constant. En notant P_0 et S_0 les concentrations initiales en prométhéum et samarium respectivement, on obtient :

$$\begin{cases} P(t) = P_0 e^{-\lambda_P t} + P_\infty (1 - e^{-\lambda_P t}) \\ S(t) = S_0 e^{-\sigma_S \phi t} + S_\infty (1 - e^{-\sigma_S \phi t}) + \lambda_P \frac{P_0 - P_\infty}{\lambda_P - \sigma_S \phi} (e^{-\sigma_S \phi t} - e^{-\lambda_P t}) \end{cases} \quad (2.9)$$

On définit les concentrations à l'équilibre en prométhéum (P_∞) et en samarium (S_∞) par l'état stationnaire dans le système (2.8) :

$$P_\infty = \frac{\gamma_P \Sigma_f \phi}{\lambda_P} \text{ et } S_\infty = \frac{\gamma_P \Sigma_f}{\sigma_S}.$$

Tout d'abord, on remarque une différence importante avec le xénon : la concentration en samarium à l'équilibre de dépend pas du niveau de flux. Cela s'explique par le fait que les uniques voies possibles de formation et de disparition dépendent du flux (fission et capture). On en déduit que l'empoisonnement est le même, peu importe la puissance à l'équilibre. Le principal danger venant du samarium réside dans le fait qu'il ne disparaît donc jamais. En cas de redémarrage du réacteur, il faut tenir compte du samarium à l'équilibre déjà présent (environ 700pcm) et ajouter le surcroît (entre 300 et 400pcm). Il en est de même pour les baisses de puissance, ou la concentration augmente avant de revenir à l'équilibre.

La Fig. 2.4, présente la même simulation que précédemment (une baisse de puissance partant de 100% de la puissance nominale, avec différentes amplitudes).

On observe ici l'augmentation de la concentration, avec une valeur maximale plus importante pour les fortes variations, puis une redescente vers l'état d'équilibre, identique pour les quatre courbes. Le réservoir prométhéum se déverse continuellement dans le réservoir samarium, mais lorsque la puissance diminue, ce dernier se vide moins bien (moins de captures) et il y a donc accumulation. Une fois que le prométhéum disparaît, la concentration en samarium commence à diminuer à son tour par capture neutronique, car la puissance et donc le flux sont non nuls dans les exemples considérés. La raison pour laquelle il est important d'étudier l'évolution de la concentration en samarium est justement que si le réacteur est à l'arrêt, la voie de capture se ferme et le samarium s'accumule dans le cœur, ce qui peut être pénalisant lors du redémarrage suivant.

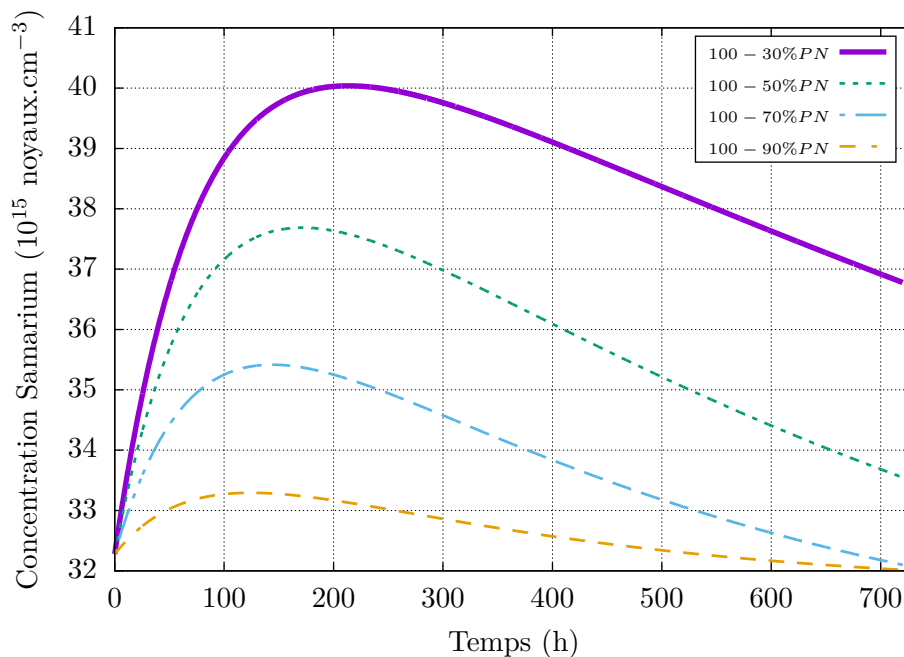


FIGURE 2.4 – Évolution de la concentration samarium, pour des baisses de puissance de différentes amplitudes.

Une autre différence est observable par rapport au xénon : les temps caractéristiques. Celui du samarium est beaucoup plus important, de l'ordre de la dizaine de jours alors que celui du xénon est plutôt autour de quelques heures.

Finalement, seules les instabilités liées au xénon sont prises en considération. On peut montrer que bien que le samarium (ou d'autres produits de fissions) puisse provoquer des oscillations axiales, les cœurs de réacteurs sont beaucoup trop petits pour que celles-ci puissent se développer et devenir instables.

2.1.2 Modélisation de la régulation par les barres de commande

Le schéma simplifié de la régulation par les barres de commande (GCP et GRT) est présenté sur la Fig. 2.5. La consigne de charge alimente chacune des régulations et elle représente le système de régulation de l'admission turbine et du contournement au condenseur schématisé en fig. 1.11. Cette consigne de charge correspond ainsi à la puissance électrique de consigne (appelée par la turbine), qui est égale à celle produite par la centrale (voir Section 2.3).

L'effet principal des barres de contrôle, indépendamment de leur type, est d'augmenter l'absorption des neutrons. Il est donc primordial d'en avoir une description d'un point de vue neutronique et cela passe par les sections efficaces. Les sections efficaces sont ainsi paramétrées en intégrant un paramètre de barre, dont la valeur, définie dans chaque maille de calcul, sert à l'interpolation des sections. Cette valeur dépend de l'absorbant présent dans la maille ainsi que de son insertion. On rappelle que les mailles sont homogènes, le calcul réseau ayant déjà été effectué. Détaillons un peu la façon dont sont calculées ces valeurs de paramètres.

Une barre grise est constituée d'un mélange de crayons en aciers et de crayons en *AIC* : les barres sont invariantes axialement et dans le cas d'une insertion complète dans une maille, le

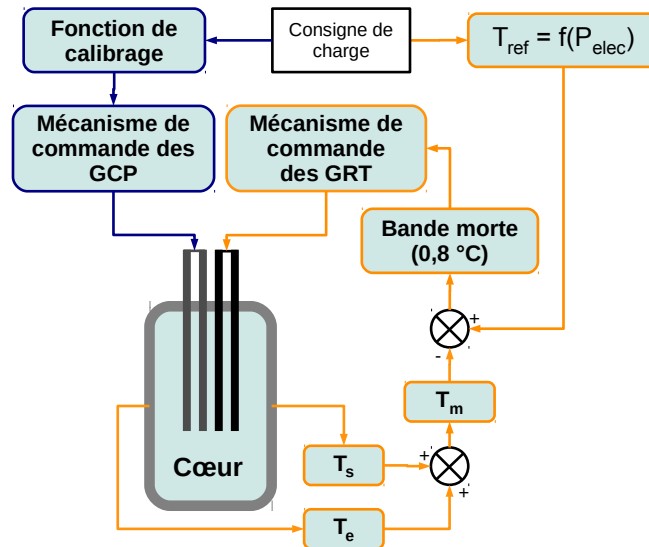


FIGURE 2.5 – Schéma simplifié des régulations "compensation de puissance" (bleu) et "température du fluide primaire" (rouge).

paramètre correspondant vaut 0. Pour une barre noire, l'absorbant à considérer est différent suivant la hauteur à laquelle on se place. La partie des crayons en *AIC* correspond à la valeur 2 et celle en *B4C* à la valeur 3. Au cas où aucune barre n'est insérée dans la maille, le paramètre vaut 1. Ces valeurs de paramètres sont choisies pour pouvoir couvrir tous les cas possibles, avec des valeurs de paramètres non ambiguës. Il est ainsi possible de déterminer le paramètre de barres dans chacune des mailles du cœur en pondérant la valeur correspondante au type de matériau absorbant par la proportion de la hauteur de la maille qu'il occupe. Cela équivaut à diluer la barre dans la maille dans laquelle elle s'insère. L'influence des barres de contrôle dans le calcul neutronique est ainsi prise en compte en intégrant ce paramètre de barres dans la paramétrisation des sections efficaces. La Fig. 2.6 illustre de manière simple ce principe de dilution, avec une insertion de barre soit grise soit noire dans le cœur. On note h la hauteur d'une maille et les valeurs du paramètre de barre sont indiquées dans chaque maille.

La principale limitation à cette représentation concerne la taille des mailles : elles doivent être strictement inférieures à la longueur d'une zone pour éviter d'avoir à moyenniser plus de deux paramètres et ainsi conserver une valeur cohérente avec la situation physique.

Dans la suite, nous travaillons non plus en centimètres pour parler de l'insertion des barres, mais en pas. On en définit 260 sur toute la hauteur du cœur (426cm) ce qui correspond à environ 1.64 cm par pas. Nous proposons de détailler le fonctionnement des régulations effectuées par les deux familles de barres (GCP et GRT).

2.1.2.1 Régulation de la température du fluide primaire

La Fig. 2.7 représente les efficacités différentielle et intégrale du GRT calculées par le modèle proposé. Les courbes présentées correspondent à un cœur en début de cycle, avec les concentrations en bore soluble et en xénon correspondantes à leurs valeurs d'équilibre à puissance nominale, les GCP complètement extraits. Les dents-de-scie observées sur la courbe de l'efficacité différentielle sont en fait un artefact dû à la dilution des barres dans la maille

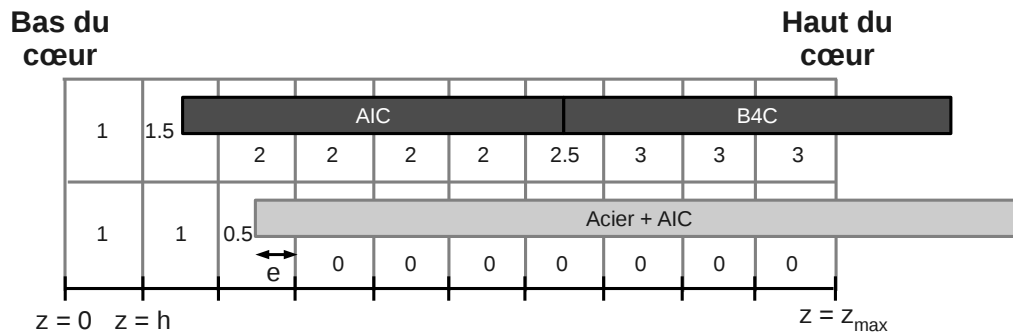


FIGURE 2.6 – Schéma de principe de la dilution des barres dans le cœur – les cas d'une grappe grise et d'une grappe noire sont représentés. Le haut du cœur correspond à la côte z_{max} et le bas à la côte 0.

(cf. Fig. 2.6) et elles apparaissent lissées sur la courbe de l'efficacité intégrale. On remarque que l'efficacité différentielle est faible au début et à la fin de l'insertion, ce qui s'explique par un flux faible dans les mailles correspondantes. Ainsi, l'efficacité différentielle des barres est maximale au milieu du cœur. Le GRT est de plus constitué de deux matériaux (AIC et B_4C) qui s'insèrent successivement : le second étant plus efficace, l'efficacité des barres augmente progressivement jusqu'à environ 130 pas (le B_4C est alors inséré d'environ 40 pas) avant de diminuer, car la partie AIC entre dans la partie du cœur où le flux décroît. La bande de manœuvre de ce groupe, qui se situe entre 50 et 77 pas insérés, correspond à une zone où l'efficacité différentielle varie peu. Elle est choisie pour ne pas insérer de B_4C en fonctionnement normal et résulte de compromis entre efficacité des barres et critères de sûreté [48].

2.1.2.2 Compensation de puissance

La figure 2.8 représente les efficacités différentielles des GCP pris séparément, puis la somme des efficacités différentielles, ainsi que l'efficacité intégrale totale. L'efficacité différentielle croît au fur et à mesure que les groupes s'insèrent. Le groupe $G1$ qui se trouve le plus souvent inséré a une efficacité faible, ce qui permet de réduire la perturbation axiale. Pour cette raison, il est constitué de grappes peu efficaces et en faible nombre (4 grappes grises), tandis que 8 grappes grises constituent le groupe $G2$. Les groupes $N1$ et $N2$ ont des efficacités différentielles proches et plus élevées que les groupes précédents, puisqu'ils sont constitués tous les deux de 8 grappes noires. Même pour une baisse de puissance importante (jusqu'à 30%PN), ces groupes sont rarement insérés dans le cœur (surtout $N2$) et il n'est donc pas pénalisant qu'ils aient des efficacités fortes. À titre d'exemple, sur un transitoire de suivi de charge tel que celui considéré dans cette étude, avec les valeurs de recouvrement par défaut, le groupe $G1$ s'insère jusqu'à sa butée basse qui représente une insertion de 255 pas, le groupe $G2$ s'insère de 185 pas, le groupe $N1$ s'insère d'une dizaine de pas, mais le groupe $N2$ ne s'insère pas.

En comparant les valeurs d'efficacité différentielle du groupe R et des GCP, on remarque que c'est le groupe R qui est le plus efficace. Cela est cohérent avec l'utilisation que l'on en fait et justifie de le déplacer dans une bande de manœuvre étroite. La forme des efficacités différentielles est similaire d'un groupe à l'autre (baisse dans les parties haute et basse du cœur et forme en cloche), mais quelques différences sont tout de même notables sur les courbes

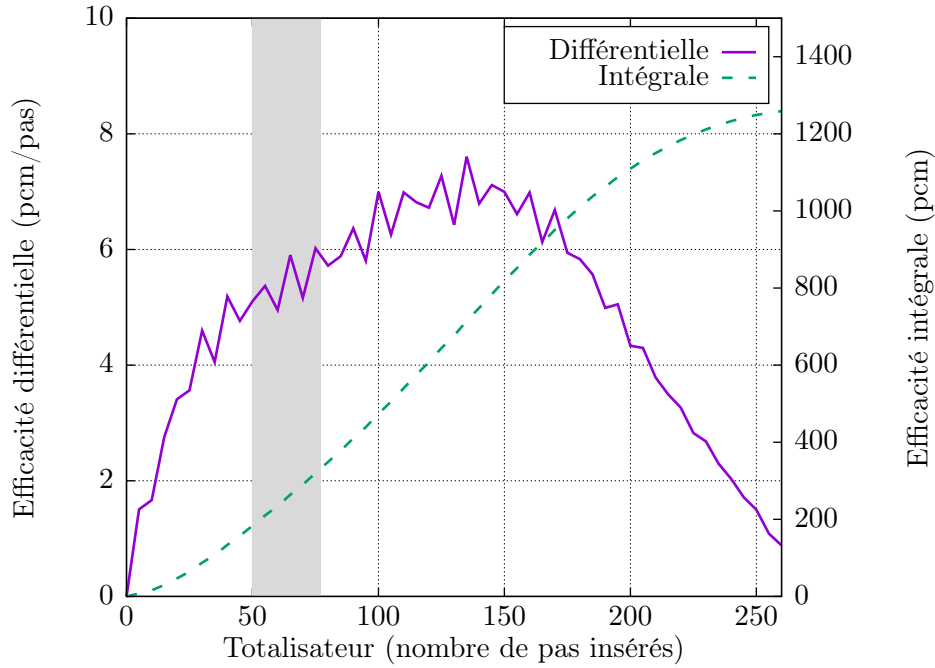


FIGURE 2.7 – Efficacités différentielle et intégrale du GRT d’un REP1300 en début de cycle et régime nominal. Les GCP sont extraits, le xénon est à l’équilibre et la criticité initiale est assurée par le bore soluble. La bande de manœuvre est indiquée en gris.

d’efficacité intégrale. Dans le cas du groupe R par exemple, l’efficacité intégrale semble quasiment proportionnelle à l’insertion, tandis que dans le cas des GCP, l’insertion successive des différents groupes provoque une augmentation de la vitesse d’insertion de réactivité au cours de l’insertion. Les valeurs de recouvrements ont été choisies lors de l’élaboration du mode de pilotage pour compenser à priori les baisses d’efficacité différentielle des groupes en limite de course par le groupe suivant. Pour cette raison, l’efficacité intégrale ne présente pas de grosses irrégularités.

2.1.3 Thermohydraulique du fluide primaire

2.1.3.1 État de l’art - Équations de conservation

Le système d’équations pour résoudre la thermohydraulique du fluide primaire (cœur) est constitué de [100] :

- trois équations de conservation définies sur le mélange diphasique : masse, quantité de mouvement et énergie,
- une équation de bilan de masse vapeur,
- deux lois de fermeture portant sur la vitesse et sur l’énergie de la phase vapeur.

La conservation de la masse totale s’écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \right) + \vec{\nabla} \cdot \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \vec{u}_k \right) = 0 \quad (2.10)$$

avec l’indice k qui représente soit la phase vapeur ($k = v$), soit la phase liquide ($k = l$). Dans cette équation ρ , α et \vec{u} représentent respectivement la masse volumique, le taux de présence

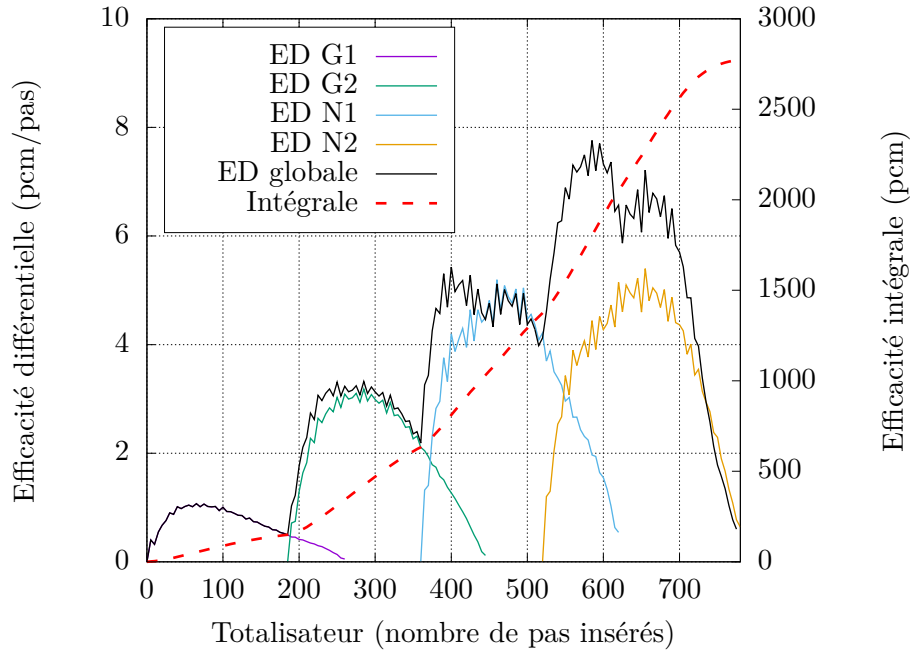


FIGURE 2.8 – Efficacité différentielle (ED) et globale des GCP et de chaque groupe et efficacité intégrale globale pour un REP1300 en début de cycle, à puissance nominale. Le GRT est extrait, le xénon est à l'équilibre et la criticité initiale est assurée par le bore soluble.

volumique et le vecteur vitesse de la phase considérée.

La conservation de la quantité de mouvement pour le mélange des deux phases s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \vec{u}_k \right) + \vec{\nabla} \cdot \left[\sum_k \left(\alpha_k \rho_k \|\vec{u}_k\| \cdot \vec{u}_k + \alpha_k \vec{\Pi}_k \right) \right] = \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \right) \cdot \vec{g} + \vec{\tau} \quad (2.11)$$

où $\vec{\Pi}$ est le tenseur des contraintes visqueuses et turbulentes, \vec{g} l'accélération de la gravité et $\vec{\tau}$ le vecteur des forces extérieures (autre que la gravité).

La conservation de l'énergie s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \left(E_k + \frac{\|\vec{u}_k\|^2}{2} \right) \right) + \vec{\nabla} \cdot \left[\sum_k \left(\alpha_k \rho_k \left(E_k + \frac{\|\vec{u}_k\|^2}{2} \right) \vec{u}_k + \alpha_k \vec{\Pi}_k \cdot \vec{u}_k \right) - \vec{q} \right] = Q + \left(\sum_k \alpha_k \rho_k \vec{u}_k \right) \cdot \vec{g} + \left(\sum_k \alpha_k \vec{u}_k \right) \cdot \vec{\tau} \quad (2.12)$$

où E est l'énergie interne spécifique, \vec{q} le flux thermique induit par les transferts thermiques en surface chauffante (crayon combustible) et le mélange turbulent au sein du fluide et Q le terme source de puissance volumique reçue par le fluide (énergie du rayonnement gamma).

On écrit ensuite le bilan de masse de la phase vapeur :

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_v \rho_v) + \vec{\nabla} \cdot (\alpha_v \rho_v \vec{u}_v - K_{cv} \cdot \vec{grad}c) = \Gamma_{wv} + \Gamma_{lv} \quad (2.13)$$

Avec :

- c la concentration de la phase vapeur,
- K_{cv} un coefficient de diffusion turbulente,
- Γ_{wv} un terme de vaporisation à la paroi,
- Γ_{lv} un terme décrivant les transferts de masse entre les deux phases.

Finalement, pour fermer le système, on définit deux lois de fermeture qui remplacent les équations de conservation de la quantité de mouvement et de l'énergie pour la phase vapeur. Ces deux équations de fermeture sont simplement :

$$\begin{cases} u_v - u_l = u_r \\ h_v = h_{v,sat}(P) \end{cases} \quad (2.14)$$

et elles représentent respectivement une corrélation des vitesses relatives entre les deux phases et une hypothèse sur l'enthalpie de la phase vapeur.

Le code FLICA4 développé au CEA est un code poreux basé sur la résolution de cet ensemble d'équations. Il est utilisé pour l'analyse thermohydraulique diphasique des cœurs de réacteur en régime permanent et transitoire. La discrétisation de ces équations à l'aide d'une méthode de volumes finis conduit à une équation de bilan, sur chaque cellule de contrôle du domaine de calcul, écrite à l'aide de flux numériques entre cette cellule et toutes les cellules voisines. La discrétisation des termes du second ordre associés à la modélisation du tenseur des contraintes visqueuses est basée sur un schéma centré où les gradients à une interface sont estimés à l'aide d'une interpolation des variables conservatives sur les nœuds du maillage et sur des points situés sur la normale à cette interface. Ces variables conservatives sont la densité moyenne, la fraction massique de vapeur, la vitesse massique totale dans chacune des directions de l'espace et l'énergie totale. Le schéma numérique adopté est implicite en temps. Cependant, pour réduire le coût en temps de calcul, une linéarisation des flux calculés par rapport aux variables du problème est faite. Cette linéarisation conduit à une méthode numérique non itérative où toutes les variables sont calculées simultanément en résolvant un système matriciel linéaire à chaque pas de temps.

2.1.3.2 Modélisation mise en œuvre

L'équation utilisée pour décrire l'évolution du fluide primaire repose sur un bilan enthalpique stationnaire et mono dimensionnel effectué pour chaque canal d'écoulement (c'est-à-dire pour chaque assemblage). Ce type de calcul est appelé multi 1D. Ce bilan enthalpique est obtenu en simplifiant l'équation de la conservation de l'énergie (Éq. (2.12)), en supposant que :

- l'écoulement est monophasique (pas d'ébullition) ;
- l'écoulement est unidimensionnel, de bas en haut ($\vec{u} = u_z \cdot \vec{z}$) et les vitesses axiales en bas du cœur sont homogènes radialement ;
- l'écoulement est stationnaire ($\frac{d}{dt} = 0$) ;
- l'écoulement est laminaire et le fluide est considéré comme parfait (le tenseur $\vec{\Pi}$ est donc nul) ;
- les forces extérieures se résument à la gravité ($\vec{\tau} = \vec{0}$ et $\vec{g} = -g\vec{z}$) ;
- la température du fluide est uniforme radialement et les transferts thermiques se situent donc uniquement entre le fluide et les parois chauffantes. En combinant cette hypothèse avec celle de laminarité, $\vec{q} = 0$;
- la pression, supposée constante de bas en haut du cœur.

Ainsi, on simplifie l'équation traduisant la conservation de l'énergie en :

$$\frac{d}{dz} \left[\rho \left(E + \frac{u_z^2}{2} \right) u_z \right] + \rho g u_z = Q \quad (2.15)$$

De même, les équations traduisant la conservation de la masse (Éq.(2.10)) et de la quantité de mouvement (Éq.(2.11)) deviennent respectivement :

$$\frac{d}{dz} (\rho u_z) = 0 \quad (2.16)$$

et

$$\frac{d}{dz} (\rho u_z^2) = -\rho g \quad (2.17)$$

En injectant (2.17) dans (2.15), on obtient :

$$\frac{d}{dz} \left(\rho E u_z + \rho \frac{u_z^3}{2} \right) - u_z \frac{d}{dz} (\rho u_z^2) = Q \quad (2.18)$$

Or,

$$\begin{aligned} \frac{d}{dz} \left(\rho \frac{u_z^3}{2} \right) - u_z \frac{d}{dz} (\rho u_z^2) &= \frac{1}{2} \left(u_z \frac{d(\rho u_z^2)}{dz} + \rho u_z^2 \frac{du_z}{dz} \right) - u_z \frac{d(\rho u_z^2)}{dz} \\ &= \frac{1}{2} \left(\rho u_z^2 \frac{du_z}{dz} - u_z \frac{d(\rho u_z^2)}{dz} \right) \\ &= -\frac{u_z^2}{2} \frac{d(\rho u_z)}{dz} = 0 \text{ (d'après (2.16))} \end{aligned}$$

La conservation de l'énergie s'écrit donc simplement :

$$\frac{d}{dz} \left(\rho \left(H - \frac{P}{\rho} \right) u_z \right) = Q$$

ou encore (d'après (2.16)) :

$$\frac{dH}{dz} = \frac{Q}{u_z \rho} \quad (2.19)$$

En définissant l'enthalpie spécifique par :

$$H = E + \frac{P}{\rho}$$

avec P la pression. Pour avoir une forme plus facilement utilisable, on réécrit la puissance volumique cédée au fluide en faisant intervenir la puissance surfacique Q_s . Il suffit pour cela de représenter un motif élémentaire du réseau de crayons combustibles (Fig. 2.9). Pour une hauteur h de cette maille, on écrit simplement que le produit de la puissance volumique par le volume de la maille de fluide est égal au produit de la puissance surfacique par la surface chauffante, ce qui nous donne :

$$S_h h Q = \pi D_b h Q_s$$

avec :

D_b le diamètre du barreau en cm ;
 Q_s le flux thermique surfacique au niveau du barreau en $W.cm^{-2}$;
 S_h la section hydraulique en cm^2 ;

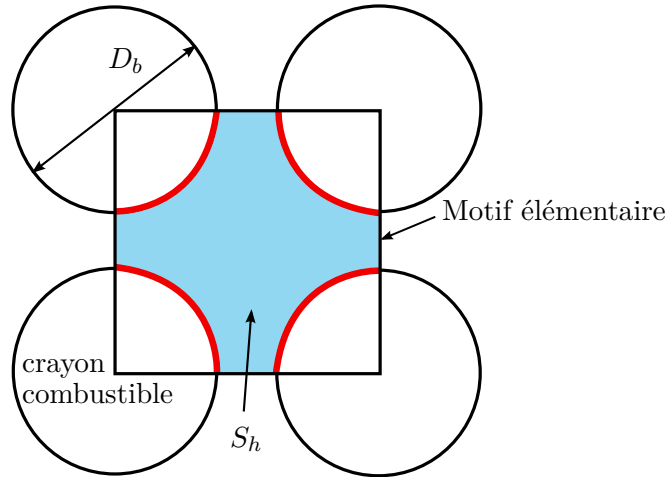


FIGURE 2.9 – Maille élémentaire d'écoulement de fluide.

On obtient donc finalement :

$$\frac{dH}{dz} = \frac{\pi D_b Q_s}{S_h u_z \rho} \quad (2.20)$$

avec pour rappel :

H l'enthalpie exprimée en $J.g^{-1}$;
 u_z la vitesse du fluide caloporteur en $cm.s^{-1}$;
 ρ la masse volumique du modérateur en $g.cm^{-3}$;

De plus, la température du fluide (notée T_{mod}) et sa masse volumique sont fonction de l'enthalpie et sont données par les équations d'état du fluide. Celles-ci sont exprimées sous forme de polynômes (tables de l'eau).

Le principe de résolution est de discrétiser le cœur en mailles axiales, en supposant l'enthalpie constante dans une maille et de projeter (2.20) sur ces différentes mailles. Cela donne :

$$H(z_{i+1}) - H(z_i) = (z_{i+1} - z_i) \frac{\pi D_b Q_s}{S_h v \rho} \quad (2.21)$$

avec z_{i+1} et z_i les côtes correspondant respectivement au haut et au bas de maille i . Ainsi, on connaît les enthalpies dans toutes les mailles en connaissant l'enthalpie d'entrée, ainsi que le flux thermique entre la paroi externe de la gaine et le fluide. Ce flux est donné par la thermique combustible.

2.1.3.3 Justification des hypothèses

Les hypothèses les plus fortes faites pour arriver au bilan enthalpique écrit ci-dessus concernent :

- le caractère monophasique du fluide,
- l'absence de vitesses transverses et donc de transferts de fluides entre les assemblages,
- la stationnarité et la laminarité de l'écoulement et

— des températures de fluide homogènes radialement par canal.

La première hypothèse est vraie en fonctionnement normal, puisque la température de sortie du cœur ne dépasse pas les 330°C, alors que la température d'ébullition de l'eau à 155 bars est de 345°C. Le programme de température est d'ailleurs établi de sorte à éviter l'ébullition en sortie de cœur. La température uniforme radialement au sein de chaque assemblage est favorisée par la présence des grilles de mélange qui permettent un brassage du fluide (convection forcée). On peut donc légitimement supposer qu'il n'y a pas de conduction thermique au sein du fluide et que ces transferts ne se font que de la surface de la gaine vers le fluide. Malgré ces grilles qui induisent des turbulences, on suppose qu'il n'y a pas de transfert de fluide entre les assemblages, ce qui revient à négliger les vitesses radiales devant les vitesses d'écoulement axiales. Ces vitesses axiales de particules de fluide sont en effet très importantes (de l'ordre de 4 mètres par seconde) et on peut montrer que les vitesses radiales sont plutôt de l'ordre de quelques centimètres par seconde.

Ces vitesses axiales très élevées permettent également de justifier l'hypothèse de laminarité en s'appuyant sur le nombre de Reynolds, défini par :

$$Re = \frac{\rho V L}{\mu}$$

avec

ρ la masse volumique de l'eau (700kg.m⁻³ à 300°C et 155 bar),

V la vitesse du fluide (4 m.s⁻¹),

L la dimension transverse de l'écoulement qui représente la distance entre deux crayons ou la largeur d'un assemblage (quelques centimètres),

μ la viscosité dynamique du fluide (8.10⁻³ kg.m⁻¹.s⁻¹).

Ce nombre sans dimension permet de caractériser un écoulement, en particulier la nature de son régime en comparant les forces d'inertie et les forces visqueuses. En fonction des nombres de Reynolds croissants, on distingue usuellement trois régimes dans cet ordre : régime laminaire, régime transitoire, régime turbulent. L'écoulement est laminaire lorsque le Reynolds est faible, typiquement inférieur à 2000, mais cette valeur n'est qu'indicative, car elle dépend du type d'écoulement considéré (écoulement en conduite, surface libre, etc.). L'application numérique dans notre cas donne :

$$Re = 35$$

ce qui correspond à un écoulement parfaitement laminaire. Les grilles de mélange créent cependant de la turbulence localement à leur aval, mais ces effets ne sont pas pris en compte. Finalement, l'hypothèse de stationnarité est également justifiée par ce nombre de Reynolds très faible et par le fait que les transferts thermiques qui pourraient modifier le comportement du fluide (modification de sa densité et de sa vitesse) s'effectuent très lentement. On peut évaluer, pour montrer ce dernier point, la diffusivité thermique qui est une grandeur caractérisant la capacité d'un matériau à transmettre un signal de température d'un point à un autre. Le coefficient de diffusivité thermique α s'exprime de la manière suivante :

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho c_p}$$

avec à 300°C et 155 bar :

λ la conductivité thermique de l'eau (0,5W.m⁻¹.K⁻¹),

c_p la capacité thermique massique ($6000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)
 ρ la masse volumique de l'eau (700kg.m^{-3}).

La connaissance de ce coefficient et de la longueur caractéristique du problème permet d'estimer un temps de transfert thermique caractéristique, entre la paroi de la gaine chauffante et le fluide situé entre deux crayons combustibles. L'application numérique donne :

$$\alpha = 1,2 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$$

et la taille typique d'un canal d'écoulement entre les crayons combustibles et de l'ordre d'un demi-centimètre. Le temps caractéristique τ de transferts thermiques est ainsi donné par cette distance élevée au carré divisée par le coefficient de diffusivité. L'application numérique conduit à :

$$\tau \simeq 100\text{s}$$

Ce temps de transfert ne prend pas en compte la convection, qui est importante en raison des grilles de mélange. Le temps de transfert réel est donc moins important que celui estimé ici. Néanmoins, si on le compare au temps nécessaire au fluide pour traverser la totalité de la hauteur du cœur qui est de l'ordre de la seconde, il apparaît que les variations de puissance ne se traduisent pas immédiatement sur la température du fluide primaire et que l'hypothèse de stationnarité est donc justifiée.

2.1.4 Physico-chimie du combustible

2.1.4.1 État de l'art - Comportement du combustible

Le calcul thermomécanique d'évolution du combustible en 3D consiste en une résolution couplée de l'équation de la chaleur transitoire et d'un problème de mécanique non linéaire supposé en petites déformations, chacune modifiant à chaque pas de temps les conditions limites de l'autre. Les aspects chimiques des gaz de fission et de corrosion sont également pris en compte. La suite s'attache à décrire ces trois composantes.

Le comportement thermique du combustible est obtenu en résolvant l'équation de la chaleur, qui s'écrit :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \vec{Q}_s = P_{vol} \quad (2.22)$$

avec :

T : la température (K) ;

\vec{Q}_s : le vecteur de flux thermique surfacique (W.cm^{-2}) ;

P_{vol} : la puissance calorifique volumique engendrée par la source de chaleur (W.cm^{-3}) ;

ρ : la masse volumique (g.cm^{-3}) ;

c_p : la capacité thermique massique à pression constante ($\text{J.K}^{-1}.\text{kg}^{-1}$).

On relie la densité de flux de chaleur à la température par la loi de Fourier :

$$\vec{Q}_s = -\lambda \cdot \vec{\nabla} T \quad (2.23)$$

où λ est la conductivité thermique. À ces deux équations viennent s'ajouter les conditions initiales (CI) et les conditions limites (CL), que l'on peut écrire :

$$\begin{aligned} \text{CI} &: T(t = 0) = T_0 \\ \text{CL} &: T = T_{surf} \text{ (sur la surface)} \end{aligned} \quad (2.24)$$

La Fig. 2.10 [57] représente une coupe radiale d'un crayon, avec (de la gauche vers la droite) la pastille combustible, puis la gaine et enfin le fluide caloporteur. On distingue entre chaque élément la présence de couches d'épaisseur variable au cours du temps (jeu pastille gaine, couche d'oxyde, couche limite).

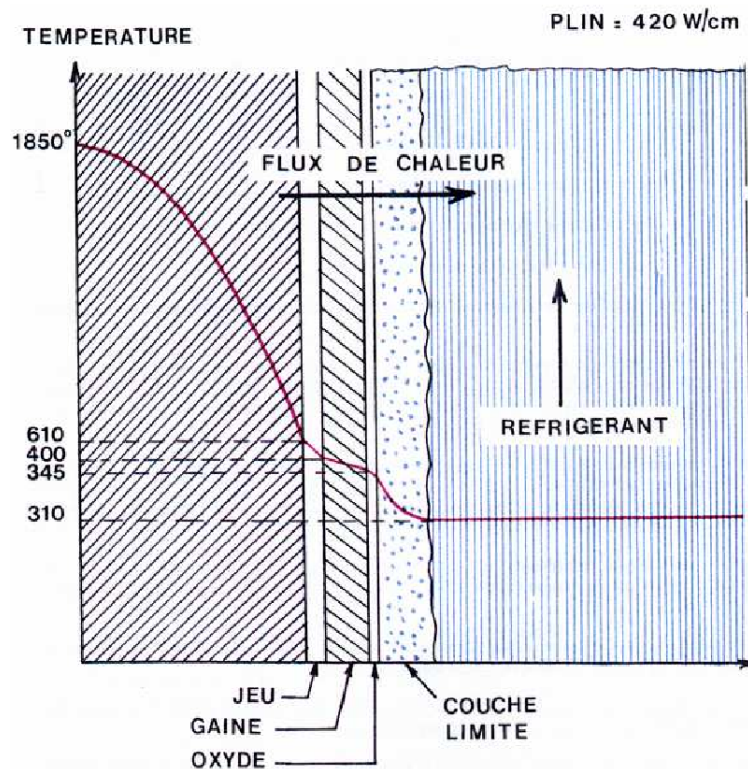


FIGURE 2.10 – Coupe radiale d'un crayon combustible représentant les différents éléments à modéliser et un profil radial de température typique en conditions stationnaire et en régime nominal.

On peut préciser les conditions limites sur les températures extérieures de chaque élément, qui peuvent s'exprimer à partir des lois de la convection ou du rayonnement. Par exemple, l'équation caractérisant l'échange convectif entre la surface de la gaine et l'eau s'écrit :

$$\vec{Q}_c = h_c(T_{surf} - T_{mod})\vec{n} \quad (2.25)$$

où

- h_c représente le coefficient d'échange convectif,
- \vec{n} est un vecteur unitaire dirigé vers l'extérieur,
- T_{surf} correspond à la température de surface de la gaine et
- T_{mod} correspond à la température du fluide

De même,

$$\vec{Q}_r = \epsilon\sigma(T_{surf}^4 - T_{mod}^4)\vec{n} \simeq \epsilon\sigma T_{mod}^3(T_{surf} - T_{mod})\vec{n} \quad (2.26)$$

caractérise les échanges par rayonnement. ϵ représente l'émissivité et σ la constante de Stefan-Boltzmann. On remarque que cette équation peut être ramenée à une condition aux limites du type convection en factorisant par $(T_{surf} - T_{mod})$ et en identifiant un coefficient d'échange équivalent

$$h_r = \epsilon\sigma T_{mod}^3$$

Il est ainsi possible d'écrire ces deux conditions limites en une seule avec un coefficient d'échange total $h_{tot} = h_c + h_r$.

La température du fluide réfrigérant étant connue (calcul thermohydraulique), on peut, grâce aux formules précédentes, remonter successivement aux températures de surface extérieure de la gaine puis à un profil de température dans la gaine. Pour obtenir la température de surface de la pastille, on définit un coefficient de transfert thermique h_{gap} entre la pastille et la gaine qui vérifie :

$$Q_s = h_{gap}(T_{comb} - T_{gaine})$$

Dans cette équation, T_{comb} et T_{gaine} représentent respectivement les températures externe combustible (pastille) et interne gaine. Ainsi, en résolvant les équations (2.22) et (2.23)   la fois dans la gaine et dans le combustible, on est en mesure de tracer le profil radial de température comme indiqué par la courbe en rouge sur la Fig.2.10 qui représente un profil stationnaire à puissance nominale.

L'équilibre mécanique est caractérisé par un champ de déplacement qui est l'inconnue du problème. Ce champ est décrit dans le cadre des petites déformations, permettant de modéliser les évolutions quasi statiques (assimilables à un enchaînement d' tats d'équilibre) et sert à calculer un champ de contraintes $\vec{\sigma}$ qui vérifie à tout instant :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{\sigma} = 0 \quad (2.27)$$

Cette équation ne suffit pas à déterminer le champ de déplacement. Pour cela, il faut se donner la relation liant le champ de déplacement à la contrainte, c' st-à-dire les lois de comportement mécaniques des matériaux, ainsi que les conditions aux limites mécaniques [74]. Ces dernières peuvent être réparties en plusieurs catégories :

- D'origine mécanique : la pression interne en surface de la pastille et en surface interne de la gaine, la pression du réfrigérant en surface externe de la gaine, le déplacement radial bloqué au centre du combustible, le contact entre la pastille et la gaine, le frottement entre la pastille et la gaine où encore la fissuration de la pastille,
- D'origine thermique : la déformation thermique du combustible et de la gaine,
- D'origine physico-chimique : la densification liée à la porosité, le gonflement du combustible dû aux produits de fission solides et gazeux et le gonflement sous irradiation de la gaine.

Pour préciser certaines de ces conditions limites, ainsi que pour relier le champ de déplacement à la contrainte, voici un rapide aperçu des lois de comportement mécanique existantes :

- loi de fissuration de la pastille et de la gaine, traduite sous forme de seuil,
- loi de fluage de la pastille ou de la gaine, correspondant à la variation de volume due au flux neutronique, dont les paramètres caractérisent un matériau donné,
- loi de plasticité de la pastille ou de la gaine, décrivant le durcissement du matériau sous irradiation.

Les comportements mécaniques différenciés des pastilles et des gaines sont importants dans la mesure où ils modifient les contraintes subies par ces éléments, mais également les transferts thermiques entre eux (modification du h_{gap}).

L'évolution chimique du combustible est causée entre autres par l'apparition des produits de fission et par le phénomène de corrosion. En fissionnant, l'uranium ou le plutonium donnent naissance à d'autres éléments chimiques appelés produits de fission. Ces éléments sont variés et peuvent être soit solides soit gazeux. Certains sont solubles dans la pastille de combustible alors que d'autres ne le sont pas et sont donc en saturation dans la matrice combustible qu'il cherchent à quitter au cours de l'irradiation [68]. Dans tous les cas, les aspects physico-chimiques de ces produits de fission sont d'une grande importance, puisque la pastille est susceptible de gonfler lors de l'apparition de ces produits de fission (solides et gazeux), modifiant ses propriétés mécaniques. La libération des gaz de fission est également un phénomène à prendre en compte. Ces gaz (xénon et krypton principalement) se déplacent vers le jeu pastille-gaine, où ils contribuent à la phase gazeuse et modifient la composition chimique et la pression des gaz dans le jeu. La valeur du coefficient d'échange h_{gap} entre la pastille et la gaine peut alors être modifiée. Plusieurs descriptions de l'état de la pastille sont alors nécessaires pour prendre en compte les différentes vitesses de diffusion suivant que ces gaz soient entre les joints de grain, ou à l'intérieur des grains [68].

L'oxydation de la gaine en zirconium a lieu de chaque côté de la gaine (interne et externe), mais est prépondérante au contact du fluide primaire. Cette réaction chimique produit de la zircone, qui modifie les propriétés thermiques (coefficient d'échange avec le fluide) et mécaniques (tenue sous contrainte) de la gaine. Ces comportements sont néanmoins très complexes et dépendent de nombreux facteurs, pour plus de précisions voir [68].

ALCYONE est le code de calcul de référence dans la plate-forme PLÉIADES développée au CEA pour l'analyse multidimensionnelle du comportement thermomécanique et physico-chimique des crayons de la filière des réacteurs à eau sous pression (REP). Il simule le comportement d'un crayon combustible sous flux neutronique (évolution et transitoire).

Plusieurs schémas de calcul sont disponibles permettant de choisir la dimension souhaitée pour la modélisation (1D, 2D ou 3D) et le niveau de complexité de la modélisation. Le schéma 1D permet de modéliser un crayon combustible sur toute sa hauteur et donne ainsi accès aux variations radiales (intra pastille) et axiales (pastille/pastille) des grandeurs calculées. Il permet également d'accéder aux grandeurs intégrales (pression interne, fraction de gaz relâché, allongement). Le schéma 3D permet d'accéder à une description mécanique fine du comportement de la pastille combustible tenant compte de ses spécificités géométriques (évidement et chanfrein par exemple) et de son interaction avec la gaine. De la même manière, ALCYONE propose au choix de l'utilisateur des modèles physico-chimiques plus industriels favorisant

le temps de calcul et d'autres modèles plus précis permettant une simulation plus fine des phénomènes physiques se produisant sous irradiation. Les principales grandeurs calculées au cours de l'irradiation du crayon (qui peuvent être comparées à des mesures au cours de l'étape de validation) sont :

- les températures du combustible, de la gaine et du réfrigérant,
- l'évolution géométrique du combustible et de la gaine : rayon pastille et gaine, allongement crayon et colonne,
- la densité du combustible,
- la production et le relâchement des gaz de fission stables (Xe + Kr),
- la production et le relâchement d'hélium,
- l'épaisseur de corrosion externe de la gaine,
- les volumes libres et la pression interne.

D'autres grandeurs sont également accessibles, comme :

- les contraintes et les déformations du combustible et de la gaine,
- les concentrations en Uranium, en Plutonium ou en Gadolinium,
- la quantité de gaz, le rayon des bulles et le gonflement intra et inter granulaire,
- l'épaisseur de rim, etc.

2.1.4.2 Modélisation mise en œuvre

L'équation que nous utilisons dans notre modélisation est l'équation de la chaleur (Éq. (2.22)). Les effets mécaniques ainsi que les aspects chimiques ne sont pas pris en compte. Cette équation est simplifiée en supposant que :

- le régime est stationnaire ;
- la géométrie est cylindrique ;
- il n'y a pas de transfert thermique suivant l'axe vertical, tout se fait radialement (vers le fluide), et donc que $\vec{Q}_s = Q_s \vec{r}$.

On obtient ainsi :

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r Q_s) = P_{vol} \quad (2.28)$$

D'où,

$$Q_s = \frac{r}{2} P_{vol} \quad (2.29)$$

La température de surface de la gaine est alors obtenue en utilisant le coefficient d'échange total h_{tot} entre le fluide et la gaine (obtenu en associant les équations de transfert thermique (2.25) et (2.26)) :

$$Q_s = h_{tot} (T_{surf} - T_{mod}) \quad (2.30)$$

Cette température de surface de gaine issue indirectement du calcul de thermohydraulique du fluide primaire constitue une des conditions limite pour la résolution de l'équation de la chaleur qui s'écrit donc avec les différentes hypothèses :

$$-\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \lambda(T) \frac{dT}{dr} \right) = P_{vol} \quad (2.31)$$

L'autre condition limite étant :

$$\frac{dT}{dr}(r = 0) = 0 \quad (2.32)$$

qui est une conséquence de la symétrie de révolution autour de l'axe vertical. On ne résout pas cette équation ici, on peut en trouver la démonstration dans la littérature.

Une fois la température dans la pastille trouvée, on utilise la formule de Rowlands [48] pour calculer une température effective, qui est utilisée pour la neutronique. Cette formule est simplement une pondération entre la température au bord et entre celle au centre de la pastille.

2.1.4.3 Justification des hypothèses

La première hypothèse formulée pour le calcul simplifié du comportement du combustible consiste à ne considérer que l'aspect thermique et de suppose que les géométries de la pastille et de la gaine ne changent pas. Cette modélisation ne nous permet donc pas d'étudier les risques de rupture de la gaine par interaction pastille-gaine (qui sont par ailleurs écartées en fonctionnement nominal, voir Annexe B), ou de capter les évolutions du jeu entre la pastille et la gaine qui provoquent des variations de la constante de transfert thermique entre elles. Cependant, un calcul de thermomécanique serait bien trop coûteux en termes de temps de calcul, ce qui pourrait réduire la qualité de l'optimisation à venir.

La seconde hypothèse consiste à considérer que le régime est stationnaire. Autrement dit, la puissance dégagée par le combustible est considérée comme transmise instantanément au fluide et la distribution de température résultant de l'équation de la chaleur est en permanence à l'équilibre. Cela peut se justifier grâce à quelques ordres de grandeur qui s'appuient sur les propriétés thermiques du combustible et de la gaine présentés dans le tableau 2.1.

Grandeur	Unité	Pastille	Gaine
Rayon (r)	m	$4, 1.10^{-3}$	$0, 65.10^{-3}$
Conductivité thermique (λ)	$W.m^{-1}.K^{-1}$	3	17
Masse volumique (ρ)	$kg.m^{-3}$	10500	6500
Capacité thermique massique (c_p)	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	350	105
Diffusivité thermique ($\alpha = \lambda/\rho c_p$)	$m^2.s^{-1}$	$8.2.10^{-7}$	$2, 5.10^{-5}$

TABLE 2.1 – Ordre de grandeur des caractéristiques thermiques de la pastille et de la gaine.

Ces données servent au calcul de la diffusivité thermique, comme cela est fait pour de la justification des hypothèses de thermohydraulique (Section 2.1.3.3). La diffusivité étant une grandeur intensive au même titre que le coefficient de transmission thermique (inverse de la résistance), la diffusivité thermique de l'ensemble α_t s'obtient par :

$$\frac{1}{\alpha_t} = \frac{1}{\alpha_c} + \frac{1}{\alpha_g}$$

où α_c et α_g représentent respectivement les diffusivités thermiques du combustible et de la gaine. Cette diffusivité thermique de l'ensemble nous permet alors d'approximer le temps caractéristique de transfert de l'information thermique puisqu'elle s'exprime par une distance au carrée divisée par un temps. Il suffit donc de diviser la distance caractéristique du problème (ici le rayon de la pastille ajoutée à l'épaisseur de la gaine) au carré par ce coefficient de diffusion. On obtient un temps caractéristique τ d'environ 28 secondes. Ce temps

caractéristique correspond au temps nécessaire à l'établissement d'un régime permanent dans le barreau (radialement) et correspond donc également au temps nécessaire à l'évacuation de toute la puissance produite par le combustible vers le fluide caloporteur. Le pas de temps représentatif de l'évolution de la température combustible lors du transitoire de puissance doit donc être du même ordre de grandeur (ou plus grand) que ces 28 secondes pour pouvoir justifier cette hypothèse de stationnarité. En effet, si le pas de temps considéré est plus court, les calculs statiques effectués sont faux, alors qu'un long pas de temps ne nécessite pas de calculer les états intermédiaires et suppose le régime thermique permanent atteint.

La dernière hypothèse concerne le fait que les transferts thermiques sont supposés se faire uniquement radialement, impliquant des gradients de température bien plus importants entre le centre du crayon et le fluide caloporteur qu'entre deux points situés à la verticale l'un de l'autre. Là encore, une étude en ordre de grandeurs permet de justifier cette hypothèse. On sait que la température au centre de la pastille avoisine des 1000°C tandis que la température en paroi de gaine est de l'ordre de 400°C (la température du fluide caloporteur est comprise entre 290 en bas du cœur et 325°C en haut du cœur). Cela engendre un gradient de température de l'ordre de 1000 Kelvin par centimètre radialement. Concernant la dimension axiale, on note une différence de température du fluide primaire entre le haut et le bas du cœur d'environ 40°C. Cette variation de température étant directement en lien avec la variation de température au centre de la pastille, cette dernière ne dépasse pas la centaine de degrés sur la hauteur du cœur, conduisant à un gradient axial de l'ordre de la dizaine de degrés par centimètre au maximum. Le gradient radial est ainsi au moins deux ordres de grandeur plus grands que le gradient axial, ce qui justifie l'hypothèse de départ.

2.1.5 Couplages multi-physiques

La Fig. 2.11 donne un aperçu de la façon dont se déroule un calcul multi-physique couplé, intégrant les différentes composantes du calcul du cœur du réacteur.

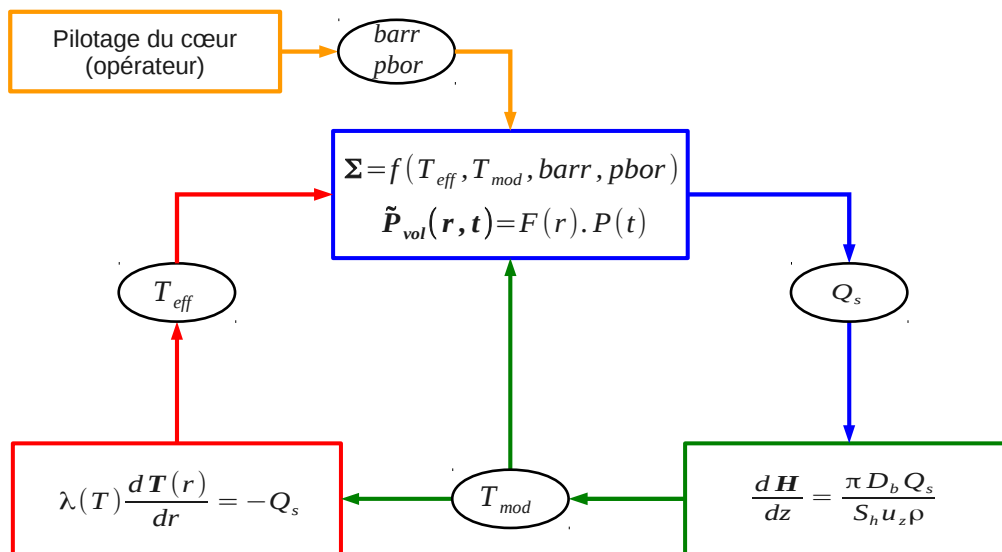


FIGURE 2.11 – Illustration des couplages simplifiés entre les composantes neutronique, thermohydraulique et thermique lors d'un calcul statique.

Le bloc du haut correspond au calcul neutronique découplé détaillé en Section 2.1.1.2. Pour rappel, il consiste à séparer les variations spatiales ($F(r)$) et temporelles ($P(t)$) de la puissance. Le bloc de droite correspond au calcul de thermohydraulique (voir Section 2.1.3.2) servant à calculer la variation d'enthalpie et le bloc de gauche correspond au modèle de thermique combustible permettant de déterminer la distribution de température dans la pastille de combustible.

En plus des hypothèses sur chacune des disciplines prises en compte, plusieurs hypothèses sont utilisées pour aboutir à ce schéma de couplage simplifié. La première concerne le couplage entre les composantes thermohydraulique et thermique combustible. La stationnarité du calcul permettant de ne considérer que l'influence de la première sur la seconde. Idéalement, une mise à jour de la température de fluide primaire doit être faite lorsque la température du combustible change. L'hypothèse de stationnarité permet de considérer l'équilibre atteint et permet de s'affranchir de ce couplage fin. La seconde hypothèse concerne la valeur de la température calculée par la thermique et qui sert à l'interpolation des sections efficaces. Au lieu de conserver le profil radial de température, une température effective est déterminée par la formulation de Rowlands [48] afin de pondérer les effets ayant lieu au centre et en périphérie de la pastille.

Le principe du couplage est le suivant : la partie neutronique détermine la puissance volumique dans chaque maille de calcul, cette puissance volumique sert à calculer le flux thermique surfacique dégagé par le combustible (Eq. (2.29)). La connaissance du flux thermique surfacique permet de calculer l'enthalpie du fluide caloporteur (Éq. (2.21)) et donc de déterminer sa température lorsqu'il remonte dans les canaux thermohydraulique entre les gaines. La température du fluide joue le rôle de condition limite pour la détermination du profil de température au sein du combustible (Eq. (2.31)). Finalement, la température du fluide primaire, la température dans le combustible et les paramètres des barres de contrôle et du bore soluble permettent d'interpoler les sections efficaces, données d'entrée du calcul neutronique.

Ce calcul couplé intégrant les contre-réactions neutroniques constitue la brique élémentaire de la modélisation développée.

2.2 Échanges thermiques entre les circuits primaire et secondaire

Les échanges entre ces deux circuits s'effectuent par l'intermédiaire du générateur de vapeur. La Fig. 2.12 est une simplification de la Fig. 1.10. Les circuits primaire et secondaire sont représentés de façon très simplifiée ainsi que le générateur de vapeur. On rappelle que la consigne de charge représente le système de régulation de l'admission de la vapeur à la turbine et du contournement de la vapeur au condenseur (fig. 1.11). Cette consigne de charge correspond dans notre cas simplifié à la puissance électrique de consigne, telle qu'elle est définie pour le transitoire (voir 2.3). Cette section est dédiée à la modélisation du générateur de vapeur.

2.2.1 Principes des échangeurs thermiques

Un échangeur thermique est un dispositif permettant de transférer de l'énergie thermique d'un fluide vers un autre, sans les mélanger. Le flux thermique traverse la surface d'échange qui sépare les fluides. Les applications de ces échangeurs sont très nombreuses, car les fluides ne sont pas forcément de la même nature. Ainsi, on peut trouver des échangeurs air/air,

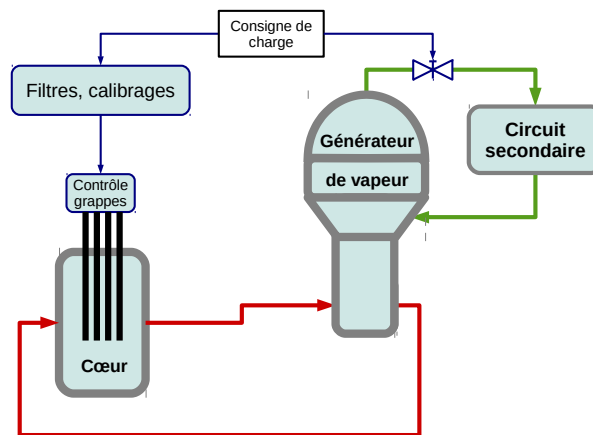


FIGURE 2.12 – Schéma de régulation simplifié, échanges entre le circuit primaire et le secondaire.

air/liquide ou liquide/liquide. Les géométries des échangeurs varient en fonction de leur application. Nous ne considérons que des échangeurs liquide/liquide. Parmi ces échangeurs, il existe plusieurs modes de transfert :

- échangeurs à co-courant (ou échangeur anti-méthodique) : les deux fluides sont disposés parallèlement et vont dans le même sens. Dans un échangeur de ce type, la température de sortie du fluide froid est nécessairement moins élevée que la température de sortie du fluide chaud.
- échangeurs à contre-courant (ou échangeur méthodique) : idem que précédemment, mais les fluides vont dans des sens opposés. Dans un échangeur méthodique, le coefficient d'échange est sensiblement supérieur à celui d'un échangeur anti-méthodique et la température de sortie du fluide froid peut être plus élevée que la température de sortie du fluide chaud.
- échangeurs à courants croisés : les deux fluides sont positionnés perpendiculairement.
- échangeurs à tête d'épingle : un des deux fluides fait un demi-tour dans un conduit plus large, que le deuxième fluide traverse. Cette configuration est un mixte entre les deux premières configurations : un échangeur à co-courant sur la première moitié de la longueur suivi d'un échangeur à contre-courant sur la deuxième moitié.

La figure suivante présente le fonctionnement simplifié des deux premiers types. Le quatrième est celui qui nous intéresse dans cette étude.

En connaissant la résistance thermique de la surface d'échange ainsi que les propriétés des fluides (capacités thermiques), on peut déterminer un coefficient d'échange équivalent entre les deux fluides, que l'on note k . En notant S_h la surface d'échange entre les deux fluides, la puissance thermique échangée entre les deux fluides P s'écrit :

$$P = k \cdot S_h \cdot \Delta_{\log} T \quad (2.33)$$

Dans cette équation, $\Delta_{\log} T$ représente la différence logarithmique de température qui est définie par :

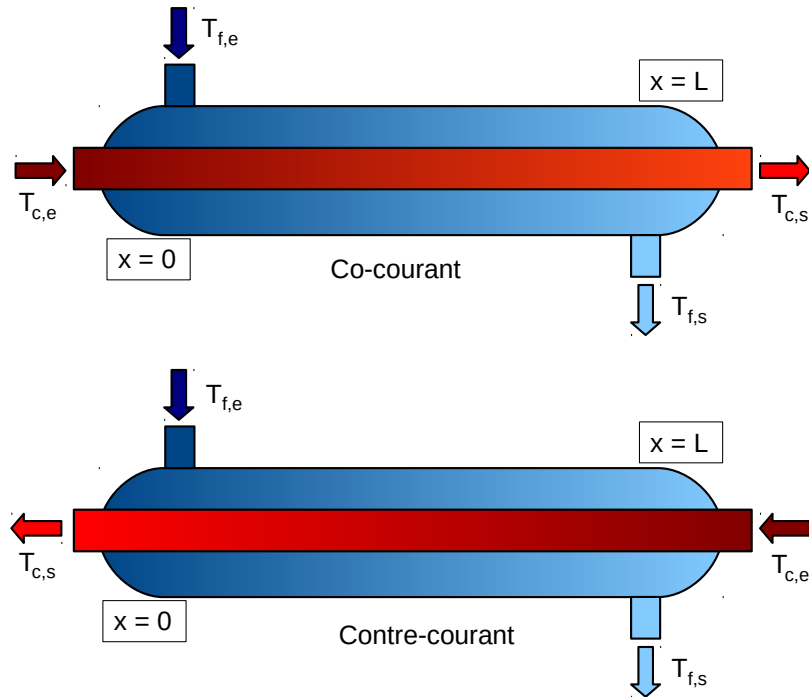


FIGURE 2.13 – Principe des échangeurs thermiques à co-courant (en haut) et à contre-courant (en bas). Les températures sont indicées c pour la branche chaude ou f pour la branche froide et e pour l'entrée ou s pour la sortie.

$$\Delta_{\log T} = \frac{(T_c - T_f)_L - (T_c - T_e)_0}{\ln \left(\frac{(T_c - T_f)_L}{(T_c - T_e)_0} \right)} \quad (2.34)$$

Avec :

$$(T_c - T_f)_L = \begin{cases} T_{c,s} - T_{f,s} & \text{pour un échangeur co-courant} \\ T_{c,e} - T_{f,s} & \text{pour un échangeur contre-courant} \end{cases}$$

et

$$(T_c - T_f)_0 = \begin{cases} T_{c,e} - T_{f,e} & \text{pour un échangeur co-courant} \\ T_{c,s} - T_{f,e} & \text{pour un échangeur contre-courant} \end{cases}$$

En connaissant la loi d'évolution du transfert thermique le long de l'échangeur et avec la formule (2.33), on peut en déduire l'évolution des températures des branches chaude et froide le long de l'échangeur, suivant que celui-ci soit méthodique ou anti-méthodique. Cette évolution est tracée sur les courbes suivantes.

Plusieurs observations s'imposent :

- dans le cas de l'échangeur à contre-courant, la température de sortie de la branche froide peut être plus élevée que la température de sortie de la branche chaude,

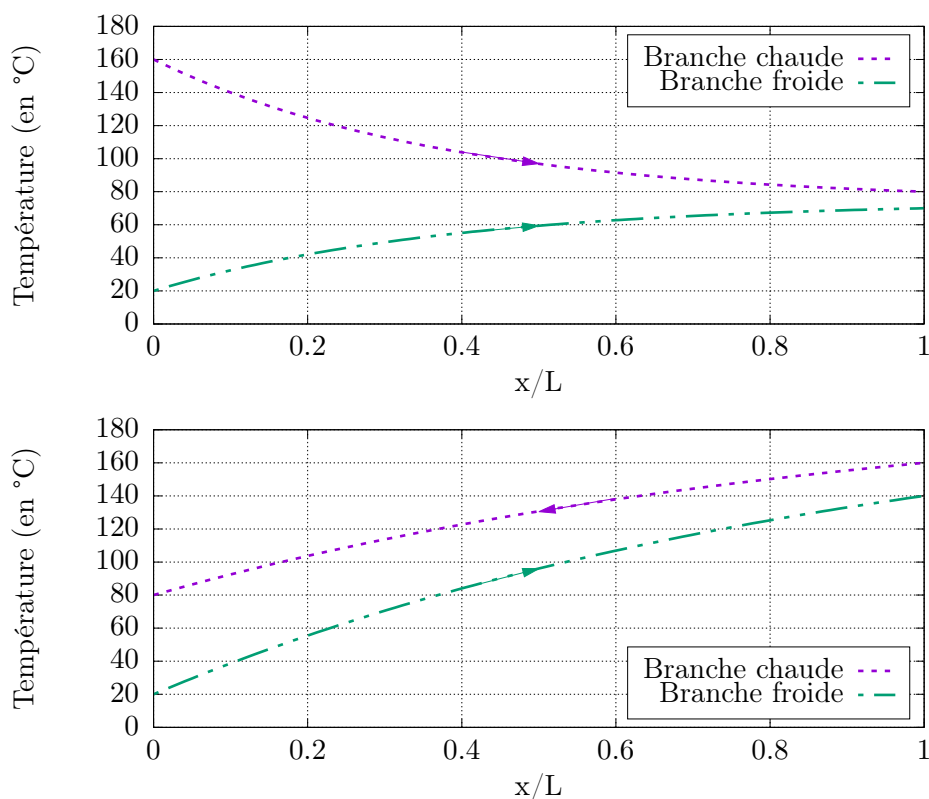


FIGURE 2.14 – Évolution des températures chaude et froide au sein d'un échangeur thermique co-courant (haut) ou contre-courant (bas). L'axe des abscisses représente la position courante dans l'échangeur ramenée à la longueur totale. Les flèches sur les courbes indiquent la direction de l'écoulement.

- la différence des températures des deux branches dans le cas de l'échangeur à contre-courant, est quasiment constante (il en est donc de même pour la différence logarithmique), on en déduit donc que les transferts thermiques varient peu le long de l'échangeur. Cela n'est pas le cas de l'échangeur à co-courants, où les transferts thermiques diminuent lorsque l'on avance dans l'échangeur. Il en résulte une bien moindre efficacité des échangeurs à co-courants.

2.2.2 Caractéristiques du GV étudié

Nous présentons maintenant les caractéristiques principales du générateur de vapeur utilisé dans le type de réacteurs que l'on étudie.

La Fig. 2.15 présente le fonctionnement d'un tel générateur de vapeur. L'eau primaire (chaude) arrive par le bas du générateur puis circule dans les tubes en «U». L'eau du circuit secondaire, plus froide, entre dans le générateur dans sa partie supérieure, se mélange à l'eau de recirculation, descend le long de l'espace annulaire avant de remonter au contact des tubes en «U». La vapeur est produite lors de la remontée et s'échappe vers la turbine par le haut du générateur, après être passée par une phase de séparation/séchage. La partie non vaporisée (l'eau de recirculation) retourne dans l'espace annulaire.

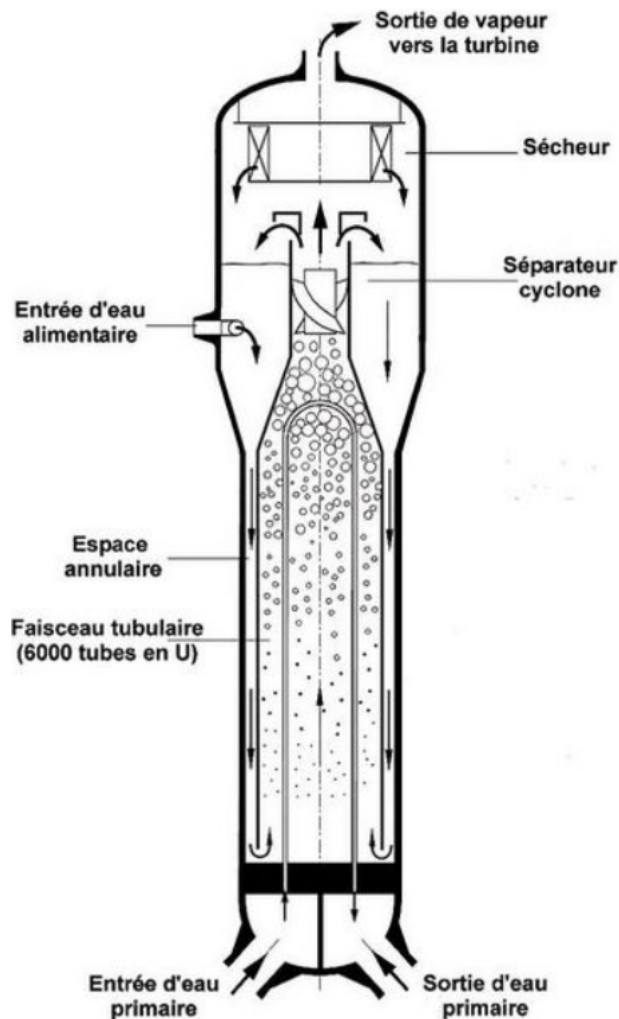


FIGURE 2.15 – Générateur de vapeur — schéma de principe.

Le tableau suivant récapitule les différentes caractéristiques chiffrées du générateur.

L'objectif du concepteur est, pour une puissance thermique et une température primaire données, de maximiser la pression vapeur ainsi que la température de saturation (pour améliorer la qualité de la phase vapeur) dans le générateur, tout en minimisant la masse de métal du faisceau tubulaire et l'encombrement du générateur. Ainsi, le coefficient d'échange k doit être le plus élevé possible. La taille du générateur étant imposée par des contraintes de place au sein de l'enceinte, le seul paramètre ayant alors une importance significative est la résistance thermique, que l'on abaisse en diminuant l'épaisseur des tubes. Pour éviter qu'ils ne cèdent sous la pression (la pression à l'intérieur des tubes est de 155 bar), le concepteur est donc amené à réduire leur diamètre et donc à augmenter leur nombre tout en les compactant au maximum. Les limites deviennent alors mécaniques : un compromis doit être trouvé pour ne pas gêner le passage du fluide primaire.

On remarque tout de suite que le modèle du générateur de vapeur n'est pas aussi simple à établir que celui d'un échangeur classique : premièrement, il correspond à un échangeur

Grandeur	Valeur	Unité
Hauteur totale	22.3	m
Masse totale (sans eau)	438	t
Surface d'échange	6940	m ²
Débit massique de vapeur (nominal)	1909	t/h
Température de vapeur en sortie (pleine charge)	281	�C
Pression de vapeur en sortie (pleine charge)	64.8	bar
Puissance nominale (�chang�e entre les deux fluides)	954	MW

TABLE 2.2 – Générateur de vapeur — principales caractéristiques.

co-courant lorsque le fluide chaud monte et contre-courant lorsqu'il redescend ; ensuite, le fluide de recirculation vient se mélanger au fluide entrant et il s'agit donc finalement d'un échangeur biphasique, dont la hauteur du changement de phase est variable suivant la charge. Dans un premier temps, nous présentons un état de l'art de la modélisation d'un tel échangeur thermique, puis nous simplifions ce modèle, pour proposer un modèle adapté à l'optimisation.

2.2.3  tat de l'art - Modélisation du GV

La meilleure modélisation actuellement disponible pour un générateur de vapeur de ce type consiste en un modèle diphasique dynamique, permettant d'intégrer les effets de transitoire comme les effets de tassement (baisse du niveau d'eau) et de gonflement (augmentation du niveau d'eau) dans l'espace annulaire du générateur, provoqués par des modifications de débit d'alimentation en eau ou d'extraction de vapeur. Ces phénomènes induisent des modifications importantes des échanges thermiques au sein de l'échangeur, qu'il faut arriver à modéliser pour pouvoir étudier précisément la dynamique des transitoires de puissance. Intuitivement, lors d'une baisse de charge, le débit de vapeur vers la turbine est réduit. On s'attend donc à une hausse du niveau d'eau dans le GV et c'est effectivement le comportement asymptotique. Une phase transitoire a lieu cependant, durant laquelle le niveau d'eau baisse dans l'espace annulaire, c'est le tassement. En raison de la diminution du volume de vaporisation dans le faisceau et du débit total traversant le faisceau, la perte de charge en bas de l'espace annulaire diminue également. Comme la pression vapeur n'augmente que très peu, le niveau d'eau dans l'espace annulaire et dans le faisceau baisse. Le gonflement est l'exact opposé de ce phénomène et intervient lors d'une hausse de charge. Les modèles les plus performants s'appuient sur des équations fondamentales comme les équations de conservation déjà évoquées plus haut.

Le code dédié à cette modélisation, CATHARE3 [41] est un code de calcul thermohydraulique système développé au CEA en partenariat avec EDF, AREVA et l'IRSN. Il possède la particularité d'être très flexible, dans la mesure où l'utilisateur dispose de modules basiques (comme une conduite, un réservoir, un coude, etc.) et de conditions limites particulières entre ces modules pour représenter l'objet à modéliser. Chacun des modules est découpé suivant un maillage spécifié par l'utilisateur, sur lequel le code calcule les grandeurs caractéristiques (température, pression, débit, enthalpie, etc.). Les résultats dans chacune des mailles servent de conditions limites en pour la maille suivante. Un autre point positif du code est sa capacité

à traiter les écoulements diphasique. Les équations qui permettent de calculer les grandeurs caractéristiques sont les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie pour chacune des deux phases. Pour plus de précision, le lecteur peut consulter [11]. Pour affiner la modélisation et prendre en compte la physique des bulles et des gouttelettes, des relations de fermeture comme le flux d'entraînement, les transferts thermiques entre les gouttes et une paroi ou entre les gouttes et le gaz autour, ou encore des corrélations donnant le diamètre des gouttes sont de plus considérées. Finalement le code est en permanence soumis à des tests de validation qui s'appuient sur des programmes expérimentaux et qui permettent de vérifier son bon comportement sur différents types de géométries ainsi que lors de scénarios de fonctionnement normal, incidentel ou accidentel. Cela permet également d'assurer son bon fonctionnement sur les cas qui ne peuvent pas être testés expérimentalement. BETHSY est un des programmes expérimentaux dont il est question. Il s'agit d'un dispositif de test permettant d'étudier le fonctionnement accidentel des REP. Cette expérience est représentative d'un réacteur complet à l'échelle 1/1 axialement et 1/100 radialement. Elle inclut un circuit primaire muni d'une cuve de réacteur, d'un pressuriseur et de trois boucles, ainsi qu'un circuit secondaire composé d'un générateur de vapeur sur chacune des boucles. Le dégagement de chaleur par le combustible étant simulé par un chauffage électrique.

2.2.4 Modélisation mise en œuvre

L'idée pour établir le modèle simplifié est de considérer de la formule (2.33) pour déterminer la puissance échangée entre le fluide primaire et le fluide secondaire. La connaissance de cette puissance nous permet ensuite de déterminer la température du fluide primaire en sortie du générateur, afin de la réinjecter comme condition initiale dans le calcul du cœur.

On écrit que la puissance échangée dans le générateur P_{GV} vaut :

$$P_{GV} = D_a \cdot (H_s - H_a) \quad (2.35)$$

Pour prendre en compte le caractère mixte de l'échangeur on définit un coefficient multiplicateur c que l'on introduit dans (2.33) de façon à obtenir :

$$P_{GV} = c \cdot k \cdot S_h \cdot \Delta_{\log T} \quad (2.36)$$

Ainsi, grâce aux deux équations précédentes, on obtient :

$$D_a \cdot (H_s - H_a) = c \cdot k \cdot S_h \cdot \Delta_{\log T} \quad (2.37)$$

Avec :

k le coefficient d'échange global (en $\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)

S_h la surface d'échange totale (en m^2)

D_a le débit massique d'eau alimentaire (en $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$)

H_s et H_a les enthalpies massiques de vapeur en sortie et d'eau alimentaire, respectivement (en $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$), converties en températures par les équations d'états des fluides considérés.

Et on note toujours :

$T_{c,e}$ et $T_{c,s}$ les températures du circuit primaire (chaud) en entrée et en sortie du générateur respectivement

$T_{f,e}$ et $T_{f,s}$ les températures du circuit secondaire (froid) en entrée et en sortie du générateur respectivement

Les données connues sont : la température de l'eau alimentaire (T_a), que nous supposons constante (il s'agit d'une hypothèse puisqu'elle dépend en réalité des échanges thermiques dans le condenseur), la température du fluide primaire en entrée du générateur (que nous supposons égale à la température de sortie de cœur, condition vérifiée si les conduits sont bien isolés), la surface d'échange totale et le coefficient d'échange.

Cependant, la température d'entrée dans le générateur coté secondaire à considérer n'est pas la température de l'eau alimentaire, mais la température de mélange avec l'eau de recirculation.

On a donc :

$$T_{f,e} = \frac{T_a + (\theta - 1)T_{sat}}{\theta} \quad (2.38)$$

en supposant que les capacités thermiques des deux fluides que l'on mélange sont égales (c'est à dire indépendantes de la température). On note T_{sat} la température de saturation côté secondaire, qui est égale à la température de sortie de la vapeur et θ le taux de recirculation, qui est défini comme le rapport entre le débit du mélange parcourant le faisceau et le débit de l'eau alimentaire (égal au débit de vapeur en régime permanent). Ce taux de recirculation dépend de la puissance thermique du générateur : il vaut environ 3 unités à puissance nominale et augmente jusqu'à plus de 20 unités à basse charge ($< 10\%PN$). On le suppose linéaire en fonction de la charge.

Ainsi, le diagramme 2.16 illustre les différentes étapes du calcul. Détaillons ces étapes :

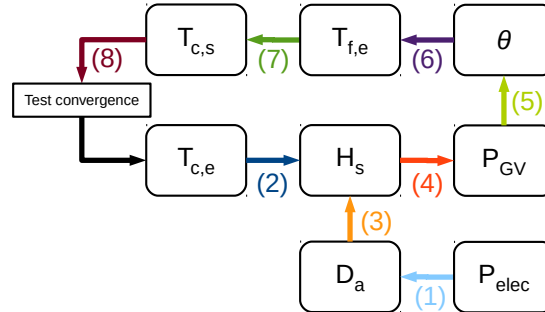


FIGURE 2.16 – Principe du calcul du générateur de vapeur.

- (1) : détermination du débit massique, en supposant qu'il est proportionnel à la puissance électrique demandée par la turbine et en connaissant sa valeur à puissance nominale
- (2)+(3) : calcul de l'enthalpie de sortie du fluide secondaire grâce à (2.37) (on connaît $T_{f,e}$)
- (4) : actualisation de la puissance thermique échangée avec (2.35)
- (5) : calcul du taux de recirculation (loi linéaire)
- (6) : calcul de la température de mélange $T_{f,e}$ avec (2.38)
- (7) : détermination de la température primaire en sortie du générateur en utilisant (2.36) et en connaissant les autres températures
- (8) : calcul neutronique, permettant de déterminer une nouvelle température de sortie de cœur, puis test de convergence

Cependant, malgré les différentes hypothèses formulées, les données expérimentales ne sont pas bien reproduites. En effet, la hauteur à laquelle bout le fluide secondaire n'est pas

constante (phénomènes de gonflement et de tassement). En conséquence, la loi (2.33) devient fautive, puisque le coefficient d'échange varierait alors fortement (les transferts thermiques fluide/gaz sont moins efficaces que les transferts fluide/fluide). Une façon de contourner le problème est de décomposer le générateur en deux échangeurs à la suite, avec pour limite la hauteur à laquelle le fluide bout. De cette façon le premier situé dans le bas correspondrait à un échangeur fluide/fluide et le second à un échangeur fluide/gaz. Ainsi, on aurait deux équations similaires à (2.36), avec chacune sa surface, son coefficient d'échange et éventuellement son coefficient correcteur. La condition à cette décomposition serait de connaître cette hauteur en question, ce qui n'est pas le cas. Elle est en effet soumise à aux différentes conditions de fonctionnement du GV et est difficilement calculable. Cette première approche est donc dans une impasse. Nous tentons de contourner cette difficulté en considérant le problème sous un autre angle, moyennant quelques hypothèses supplémentaires.

Dans un premier temps, une alternative à la loi (2.33) doit être trouvée. On trouve dans la littérature (cf. [48]) une loi de la forme :

$$P_{GV} \simeq k \cdot S_h \cdot (T_m - T_{sat}) \quad (2.39)$$

en reprenant les mêmes notations que précédemment et en notant T_m la température moyenne du fluide primaire, obtenue par la demi-somme des températures d'entrée et de sortie de cœur (respectivement $T_{c,e}$ et $T_{c,s}$). C'est une formulation similaire à (2.33), où la différence logarithmique de température est remplacée par une simple différence de température, rendant la formule plus simple d'utilisation (la température de mélange $T_{f,e}$ n'apparaît plus, les températures d'entrée et de sortie cœur sont remplacées par la température moyenne du fluide primaire et la température de sortie branche froide $T_{f,s}$ est remplacée par la température de saturation T_{sat}). Cette formulation correspond en fait à la forme statique de l'équation (2.33), dans laquelle le niveau d'eau dans le GV est supposé à l'équilibre, de même que la température de saturation et la puissance échangée. L'enchaînement des calculs est similaire au cas précédent, mais l'enjeu est maintenant de calculer la température de saturation. Nous utilisons pour cela les propriétés du fluide secondaire. Un bilan massique est effectué entre le débit de production de vapeur (D_v) et le débit d'évacuation de cette vapeur à la turbine (D_s). Le premier est proportionnel à la puissance thermique du générateur, et le second proportionnel à la puissance électrique (il s'agit du débit qui alimente la turbine). À l'équilibre, ces deux débits sont égaux. Lorsqu'il y a déséquilibre, la masse de vapeur contenue dans le générateur change, ce qui se traduit par une variation de la masse volumique. Le passage de l'une à l'autre nécessite de connaître le volume de vapeur contenue dans le générateur. Ce volume est supposé constant, ce qui n'est pas le cas en raison des phénomènes de gonflement et de tassement. Néanmoins, nous supposons que ces phénomènes transitoires sont courts, le volume étant par conséquent maintenu en permanence à son niveau de consigne. La variation de la masse volumique s'écrit ainsi :

$$\Delta\rho = (D_v - D_s) \frac{\Delta t}{V} \quad (2.40)$$

où V est le volume de vapeur contenue dans le générateur et Δt le pas de temps. On en déduit ensuite, la pression étant connue, la température de saturation grâce aux tables de l'eau. Cette température de saturation nouvellement obtenue permet d'actualiser la puissance échangée dans le générateur de vapeur en utilisant (2.39). Noter que dans cette équation, le coefficient d'échange k dépend de la puissance thermique cœur, la relation étant déterminée

grâce à des données issues de mesures sur site, recueillies lors d'essais périodiques. On peut ainsi déterminer l'élévation de la température d'entrée de c eur par un bilan thermique entre l'apport d'énergie au fluide primaire (puissance c eur et puissance apportée par les pompes primaires) et son évacuation (générateur de vapeur et pertes thermiques du circuit primaire) :

$$Mc_p\Delta T_e = (P_{th} + P_{pp} - P_{GV} - P_{perte})\Delta t \quad (2.41)$$

L'hypothèse formulée implicitement ici, est que la capacité thermique du fluide primaire est constante sur Δt . La puissance apportée par les pompes primaires (P_{pp}) est connue et reste constante (les pompes fonctionnent à la même vitesse, pour toutes les puissances), tandis que la puissance perdue P_{perte} est calculée dans l'état nominal et est supposée constante.

2.2.5 Justification des hypothèses

Ici encore, un grand nombre d'hypothèses sont formulées pour aboutir à la modélisation simplifiée du GV que nous proposons. La plus restrictive concerne le caractère statique du modèle, ou les grandeurs comme le niveau d'eau dans le GV, les différentes températures (moyenne primaire, de saturation du fluide secondaire) et la capacité calorifique des différents fluides sont considérées constantes par pas de temps. Pour que ces hypothèses soient vérifiées, le pas de temps considéré pour définir la baisse de puissance, de même que celui choisi pour déterminer le couplage entre le circuit primaire et le circuit secondaire doivent donc vérifier quelques contraintes que nous listons ci-dessous. Le choix de ces pas de temps est vu dans le chapitre suivant.

Avec cette modélisation statique du GV, les phénomènes de tassement et de gonflement observés respectivement lors de baisses ou de hausse de charge (de débit vapeur) ne sont pas pris en compte, mais plus le pas de temps de la baisse de puissance est grand, plus l'hypothèse d'un système à l'équilibre est valide. Les temps caractéristiques des phases transitoires sont variables suivant le niveau initial et l'amplitude de la variation, mais sont de l'ordre de la minute pour des échelons de l'ordre de 10%PN [19]. Dans notre cas, avec une variation typique de la puissance   une vitesse de 5%PN/min, le pas de temps correspondant à cette variation de charge est de 2 minutes, ce qui est parfaitement acceptable au regard de l'hypothèse formulée. Avec un pas de temps de 30 secondes, la puissance est modifiée de 2.5%PN. Cela est également suffisant pour atteindre l'état stationnaire, dans la mesure où la variation de puissance est moindre. Finalement, malgré que la vitesse de variation de puissance corresponde à la limite maximale autorisée, elle apparaît suffisamment faible du point de vue du GV pour pouvoir considérer, quasiment sans limites sur le pas de temps, que l'équilibre est atteint.

La discussion suivante porte sur les contraintes associées au pas de temps correspondant au couplage entre le circuit primaire et le circuit secondaire, qui s'avèrent être bien plus restrictives. En effet, pour pouvoir considérer la température moyenne du fluide primaire et celle de saturation dans le GV comme constantes est de valeurs égales à celles du pas précédent (hypothèse nécessaire pour la formulation (2.39)), il faut que ce pas de temps ne soit pas trop important. Il en va également de la validité du bilan de puissance ( q. (2.41)), puisque la capacité calorifique de l'eau est considérée comme constante (et calculée par rapport à la température moyenne) et de la formulation permettant de déterminer la variation de la masse volumique ( q. (2.40)). Le temps caractéristique de variation de la température primaire est de l'ordre de la minute. Les temps caractéristiques correspondants aux phénomènes de gonflement et de tassement indiquent que c'est également l'ordre de grandeur correspondant à la variation de la température de saturation et des débits de vaporisation et d'admission

à la turbine. Le pas de temps du couplage doit donc être inférieur à la minute pour que ces différentes hypothèses soient valides. Finalement, le principe du bilan de puissance est de déterminer les échanges thermiques subis par une particule de fluide lors de son cheminement dans le circuit primaire, afin d'identifier la variation de température d'entrée de cœur et cela implique que les particules doivent avoir le temps de réaliser ce parcours. Ainsi, le pas de temps du couplage qui intervient dans l'Éq. (2.41) doit être supérieur au temps nécessaire pour réaliser un tour du circuit primaire, qui est de l'ordre de la quinzaine de secondes. Le pas de temps correspondant au couplage peut donc être compris entre environ 15 secondes et une minute pour que les différentes hypothèses soient vérifiées et que le modèle soit valide.

2.3 Modélisation de la partie conventionnelle

La partie conventionnelle est définie comme la partie de la centrale qui est responsable de la production de la puissance électrique. Il s'agit donc principalement de la turbine et de l'alternateur. On suppose qu'ils fonctionnent parfaitement dans le cadre de notre étude. Ainsi, la puissance électrique fournie est tout le temps égale à la référence de charge. C'est ce qui nous affranchit de la modélisation de la turbine et de l'alternateur. Cependant, la question du rendement de la tranche doit être abordée. Ce rendement est conditionné par les choix des conditions de fonctionnement (voir Section 1.4.2.3), ces conditions n'étant pas fixes au cours d'une variation de puissance, il en résulte que le rendement varie. Dans la suite, on définit ce rendement par le rapport de la puissance électrique brute³ sur la puissance thermique produite par le cœur et est noté η :

$$\eta = \frac{P_e}{P_{th}} \quad (2.42)$$

En condition nominale, la puissance thermique vaut $P_{th} = 3800\text{MW}$ et la puissance électrique brute vaut $P_e = 1370\text{MW}$. On déduit la puissance électrique nette (celle réellement fournie au réseau) de la puissance électrique brute en soustrayant les besoins électriques de la centrale et on trouve donc bien une puissance électrique nette de 1300MW .

La Fig. 2.17 présente l'évolution de ce rendement en fonction de la puissance thermique.

Dans la suite et sauf mention du contraire, la puissance électrique désigne la puissance électrique brute. Étant donné que notre étude se limite à des puissances électriques comprises entre $100\%PN$ et $30\%PN$ (de la puissance nominale), ce qui correspond à une puissance thermique entre $100\%PN$ environ $40\%PN$, on ne considère le rendement qu'entre 30% et 100% de la puissance thermique nominale. Un ajustement logarithmique de la courbe permet d'actualiser le rendement en cours de calcul en fonction de l'évolution de la puissance. La puissance thermique cible peut ainsi être évaluée en cours de transitoire en divisant la puissance électrique par le rendement.

2.4 Conclusion

Le tableau 2.3 présente les différentes composantes identifiées pour la conception du modèle de réacteur utilisé pour l'optimisation ainsi que les choix réalisés. Nous séparons la partie

3. On devrait prendre en réalité la puissance mécanique, qui correspond à la puissance développée par la turbine. On retrouve la puissance électrique brute en soustrayant 2MW de frottements et en considérant un rendement de 99% de l'alternateur.

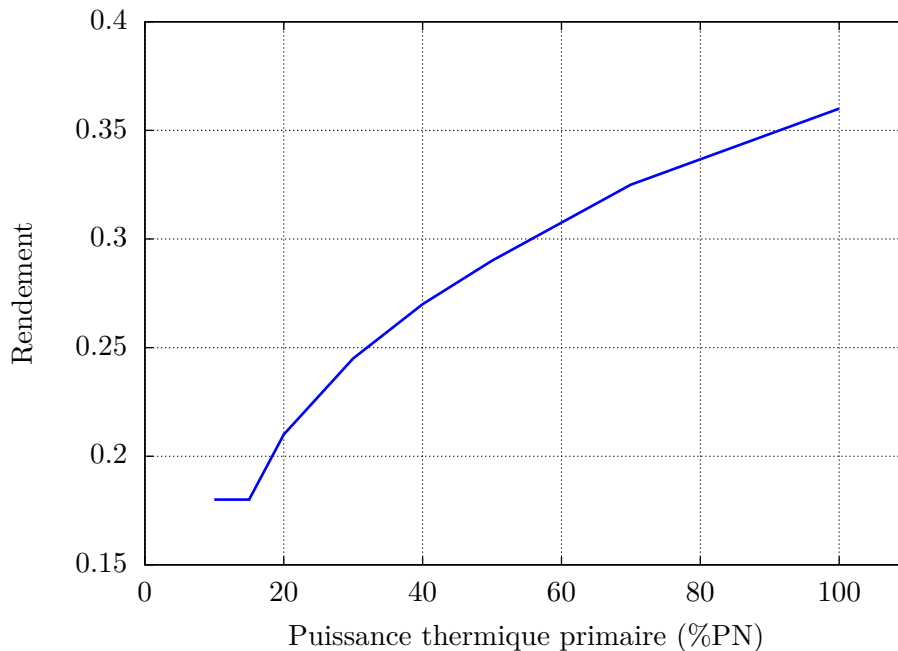


FIGURE 2.17 – Estimation de l'évolution du rendement de la tranche en fonction de la puissance thermique.

cœur du réacteur de la partie secondaire et de la partie conventionnelle. Le principal défi pour la partie cœur est la modélisation des phénomènes physiques : neutronique, thermohydraulique et comportement du combustible, les trois étant couplés. La modélisation des barres de commande est également à prendre en compte pour modéliser les effets du pilotage de la centrale. Pour le couplage thermique entre le circuit primaire et le circuit secondaire, un modèle de thermohydraulique simplifié est développé pour la modélisation du générateur de vapeur et la modélisation de la partie conventionnelle (groupe turboalternateur, circuit tertiaire) intègre la conversion de la puissance électrique en débit d'admission de la vapeur à la turbine et l'estimation du rendement de la tranche pour estimer la puissance thermique et les températures de consigne.

La modélisation choisie est donc une modélisation 3D pour la description du cœur, mais simplifiée pour les parties secondaire et conventionnelle, afin de réduire le temps de calcul, élément primordial dans cette étude. Une justification des hypothèses conduisant à la simplification des modèles est proposée pour chaque composante. Ce modèle simplifié est implémenté dans le code APOLLO3®, afin de simplifier la mise en œuvre des couplages et disposer d'un environnement informatique intègre dans un seul et même outil.

Modèle du cœur de réacteur			
Neutronique	Thermohydraulique	Physique du combustible	Barres de contrôle
Géométrie : 3D Solveur : Diffusion Type de calcul : Quasi statique Nombre de groupes : 2	Géométrie : multi1D Type de calcul : Bilan enthalpique, Stationnaire	Géométrie : multi1D Type de calcul : Thermique, Stationnaire	Dilution par maille de calcul
Échanges thermiques entre les circuits primaire et secondaire			
Modèle statique du générateur de vapeur			
Modèle de la partie conventionnelle			
Débit d'admission de vapeur à la turbine fonction de la puissance électrique Estimation du rendement de la tranche			

TABLE 2.3 – Choix des modélisations pour les différentes composantes du calcul (approche simulateur).

Mise au point d'un schéma de calcul du réacteur pour l'analyse d'un transitoire de suivi de charge

Cette partie concerne l'implémentation des modèles physiques présentés dans le Chapitre 2. Il est question du schéma de calcul servant à modéliser la centrale nucléaire de type REP1300 dans le cadre de transitoires de puissance de type suivi de charge. Bien que le modèle du réacteur soit dédié à ce type de transitoire, il ne s'y restreint pas. D'autres types de transitoires comme des rampes de puissance ou des créneaux sont considérés, ce qui permet de vérifier le bon comportement du modèle sous d'autres aspects. Le modèle de centrale développé est un modèle multi-physique couplé qui intègre les composantes neutronique, thermohydraulique et thermique combustible d'un calcul de cœur 3D. Il calcule également le couplage thermique entre les circuits primaire et secondaire, porté par une modélisation du générateur de vapeur simplifiée, permettant de modéliser le pilotage de la centrale par la turbine. L'originalité de ce modèle réside dans le développement d'un opérateur fictif, qui réalise un contrôle de la température du fluide primaire et de l'*axial offset* en ajustant la concentration en bore soluble et la position des barres permettant la régulation de température (GRT).

Nous présentons dans un premier temps l'établissement de la courbe de calibrage, donnée d'entrée du calcul de suivi de charge, puisqu'il s'agit de la correspondance entre la position des groupes de compensation de puissance (GCP) et la puissance électrique. Une fois cette courbe de calibrage établie, les GCP se déplacent en suivant les variations de puissance électrique, sans intervention de l'opérateur. Nous proposons ensuite d'analyser les différents effets en réactivité mis en jeu lors de cette insertion des GCP ainsi que les couplages entre eux. Le schéma de calcul est enfin défini et quelques aspects de son comportement sont commentés du point de vue de la physique des réacteurs.

Dans le but de vérifier le bon comportement du modèle de type simulateur développé dans cette étude, nous proposons finalement de le comparer à un autre modèle développé au CEA basé sur des données issues de centrales en opération. Ce modèle réalise un calcul de cinétique ponctuel côté cœur et intègre une modélisation du circuit secondaire plus fine que celle développée dans cette thèse. Ce modèle a l'avantage d'insister sur la partie secondaire du réacteur, c'est-à-dire la modélisation du générateur de vapeur et des autres composants du système (condenseur, turbine), en plus d'être calibré sur des données issues de mesures sur site.

3.1 Établissement de la courbe de calibrage

De manière pratique, la position des GCP est définie grâce à une courbe de calibrage établie au début de chaque cycle et est actualisée périodiquement pour tenir compte de l'évolution du combustible en cours de cycle. Il convient donc de préciser la façon dont elle est établie, puisque la qualité de la réponse physique de la modélisation dépend de cette courbe. Il s'agit ainsi du premier élément de ce modèle. En plus d'en donner les principes de son établissement, une discussion est menée à partir de l'analyse des différents effets en réactivité intervenants lors de son établissement et de leurs évolutions lors de l'avancement dans le cycle.

3.1.1 Principe

Cette courbe est établie lors du redémarrage de la tranche après un rechargement, puis actualisée tout les 60 jepp (jours équivalents à pleine puissance) dans le cadre d'un essai périodique. Une baisse de puissance est alors effectuée, durant laquelle on enregistre la position des GCP. S'ils sont parfaitement calibrés, leur insertion compense exactement l'augmentation de réactivité engendrée par la baisse de puissance. La température moyenne du fluide primaire est égale dans ce cas à sa valeur de consigne (voir Section 1.4.2.3). Dans le cas contraire, un écart de température apparaît (le cœur est trop chaud en cas de sous-compensation et trop froid sinon). Cet écart de température par rapport à la référence est converti en réactivité et donne la correction qui doit être apportée à la position des groupes. Les concentrations du xénon et des autres poisons varient au cours de l'essai et il est donc nécessaire en parallèle de simuler l'essai par le calcul, afin de déterminer leur contribution, pour les soustraire. De plus, on s'affranchit des effets de borication/dilution et des mouvements du groupe de régulation de la température du fluide primaire (GRT) en maintenant d'une part la concentration en bore constante et en plaçant d'autre part le GRT au milieu de sa bande de manœuvre (soit 63 pas insérés). Finalement, la courbe d'exploitation appelée courbe *G3* est déduite de cette courbe en convertissant la puissance thermique en puissance électrique. Du fait que cette courbe ne tient pas compte des poisons, des écarts sont observés entre la température moyenne et la température de référence lors d'une variation de puissance. Ces écarts sont compensés par le GRT et le bore soluble.

Il y a deux effets physiques qui conduisent à réajuster la courbe de calibrage lors de l'avancement dans le cycle :

- le défaut de puissance (cumul des effets Doppler et modérateur) croît avec l'irradiation du combustible. En effet, la valeur absolue du coefficient modérateur (qui est négatif) augmente en raison de la diminution de la concentration en bore (voir Annexe A). L'insertion des GCP doit donc être plus importante pour compenser cet effet ;
- cette augmentation de la valeur absolue du coefficient modérateur a également un effet sur la distribution du flux neutronique. Ceci est dû au fait que la température dans le bas du cœur est plus faible que celle dans le haut. Ainsi, en cours de cycle, la puissance a tendance à se déplacer vers le bas, modifiant l'efficacité des GCP.

On se propose ici de modéliser l'essai pour déterminer la courbe de calibrage. On s'affranchit des effets du xénon, du GRT et du bore en les maintenant fixes durant le calcul. Un calcul de recherche de bore critique incluant les effets de contre-réactions est effectué au préalable, permettant de déterminer les concentrations en bore et en xénon à l'équilibre à pleine puissance, ces concentrations étant maintenues constantes durant l'établissement de la courbe. Le calibrage est obtenu en modifiant «à la main» la puissance électrique, donc

la puissance thermique du cœur (déterminée grâce au rendement de la tranche, voir Section 2.3). La température d'entrée est alors donnée par la valeur de consigne et le calcul consiste à chercher la position des barres telle que le cœur soit critique (côte de barre ou totalisateur critique). On répète ce processus pour différentes valeurs de puissance électrique couvrant une plage de variation allant de la puissance nominale (PN) à $30\%PN$.

La figure 3.1 présente une série de courbes de calibrage obtenue pour différents avancements dans le cycle.

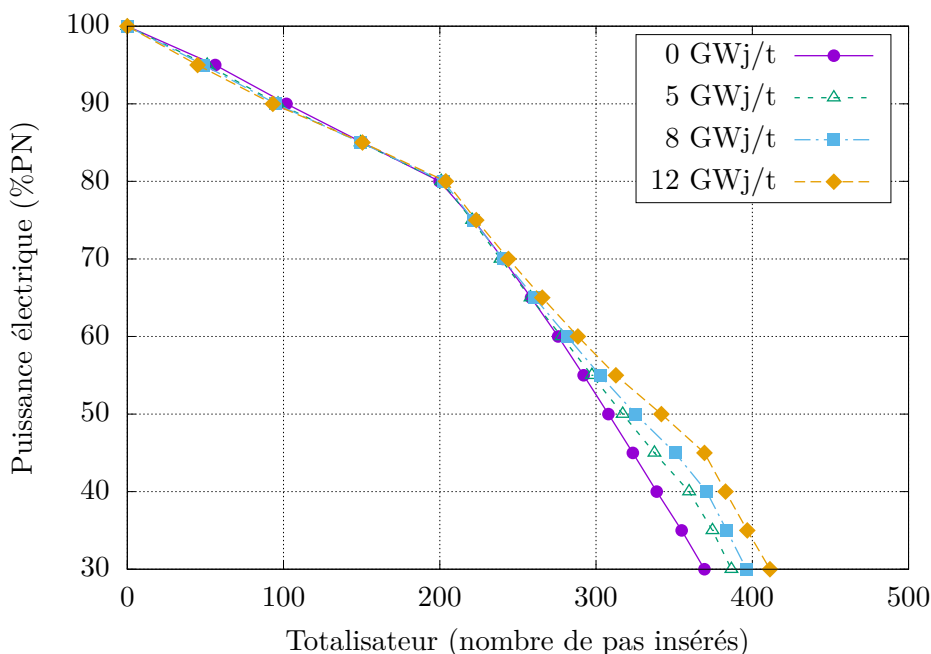


FIGURE 3.1 – Courbes de calibrage pour différents épaissements du combustible (cœur REP1300).

Les courbes peuvent s'assimiler à des fonctions linéaires par morceaux, résultat des différences d'efficacité différentielles des groupes. Le groupe $G1$, qui est le premier à s'insérer, est moins efficace que $G2$ (pente plus faible), lui-même moins efficace que $N1$. Le groupe $N2$ ne s'insère pas ici, seuls trois segments sont donc observés. De même, le groupe $N1$ s'insère très peu pour les deux épaissements les plus faibles (0 et 5 GWj/t).

3.1.2 Analyse des différents effets en réactivité

Lors de l'établissement de la courbe de calibrage, de nombreux paramètres varient, comme la température du modérateur, sa densité ou encore la température du combustible. Nous nous intéressons ici à la façon dont évoluent les effets en réactivité dus à une variation de ces grandeurs, en parallèle de l'effet dû au mouvement des GCP. On suppose pour cela que la réactivité dépend de trois variables indépendantes : la position (totalisateur) des GCP notée T_G , la température combustible notée T_c et la température du modérateur notée T_m (la pression étant constante, température et densité du modérateur sont équivalentes). On peut donc décomposer la réactivité du cœur (ρ) de la manière suivante :

$$\rho = \rho(T_G, T_c, T_m) = \rho_g + \rho_c + \rho_m$$

où ρ_g , ρ_c et ρ_m sont respectivement les effets en réactivité des GCP, de la variation de la température combustible (effet Doppler) et de la variation de la température modérateur (effet modérateur). La Fig. 3.2 (gauche) montre l'évolution cumulée des effets au cours de l'établissement de la courbe de calibrage, en début de cycle.

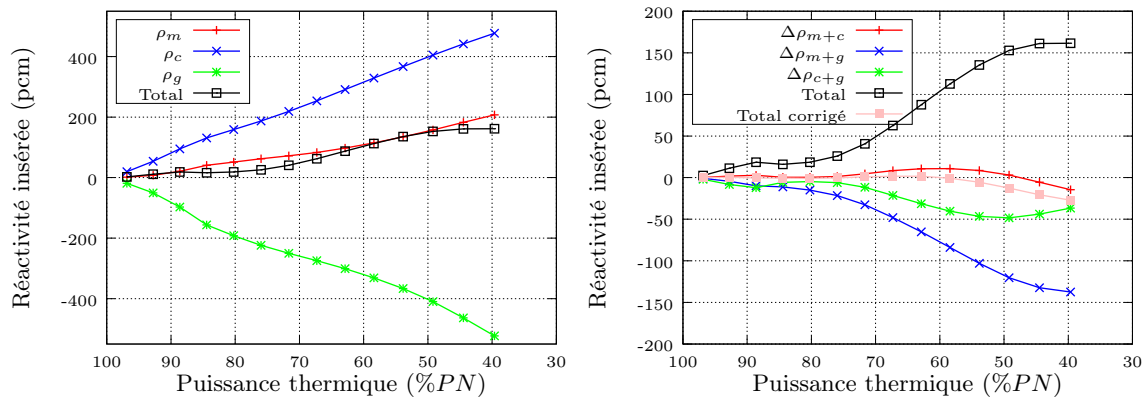


FIGURE 3.2 – Décomposition de la réactivité lors de l'établissement de la courbe de calibrage en début de cycle.

Il apparaît que les contributions les plus importantes sont celles dues aux barres de contrôle, ainsi que celle due à l'effet Doppler, qui sont de plus du même ordre de grandeur (autour de 500 pcm). La contribution due à l'effet modérateur reste plus faible, autour de 200 pcm au maximum. Le programme de température des REP est en effet tel que la température moyenne primaire varie peu (quelques degrés), alors que la variation de température combustible dépend de la variation de puissance, qui est importante ici. On remarque également que la réactivité totale n'est pas nulle, alors que la position des GCP est justement calculée pour que ce soit le cas et que le cœur soit critique. Le principe de la décomposition de réactivité est de modifier un par un chaque paramètre (les autres étant fixés à leurs valeurs initiales) dans le but de voir son influence, tandis que lors de l'établissement de la côte de barre critique, c'est la réactivité totale qui est utilisée. Il est donc probable que l'hypothèse sur le fait que les variables sont indépendantes soit fautive. Pour vérifier cette hypothèse, il est possible de calculer les écarts en réactivité dus aux couplages entre les différentes composantes. On écrit cet écart dû au couplage entre les composantes i et j par :

$$\Delta\rho_{i+j} = \rho_{i+j} - \rho_i - \rho_j$$

i et j pouvant correspondre à g , m ou c . Les valeurs ρ_{i+j} sont calculées par le modèle en intégrant les modifications des deux effets i et j lors du calcul. La Fig. 3.2 (droite) montre les évolutions des couplages entre les différentes composantes. On remarque que le couplage entre l'effet modérateur et l'effet des barres de contrôle est très important (presque aussi important que l'effet du modérateur seul), tandis que les autres couplages restent assez faibles (pas plus de 50 pcm). Le fait que la valeur de $\Delta\rho$ pour ce couplage soit négative signifie que la somme des effets est plus grande que l'effet de la somme, indiquant que ces effets se

compensent en partie. En effet, le fait d'insérer les barres de contrôle a pour effet de baisser la réactivité, mais elle réduit également la température du modérateur. L'anti-réactivité insérée par les GCP est ainsi réduite en raison du coefficient modérateur négatif. La conclusion est la même pour le couplage entre les effets des barres de contrôle et de température combustible, mais ce dernier est beaucoup moins important, car un mouvement des barres modifie peu la température combustible. Finalement le couplage entre les effets de température combustible et modérateur est le plus faible des trois, en oscillant autour de zéro et ne dépassant pas la quinzaine de pcm. Un moyen de corriger la réactivité totale calculée est d'y additionner les écarts dus aux couplages. On écrit alors la réactivité totale corrigée :

$$\tilde{\rho} = \rho_g + \rho_c + \rho_m + \Delta\rho_{g+c} + \Delta\rho_{g+m} + \Delta\rho_{c+m}$$

La courbe de la réactivité totale corrigée est nettement plus proche de 0 que la réactivité totale sans correction, bien qu'elle s'en écarte légèrement. Ce décalage peut s'expliquer par de nombreux facteurs comme le bore soluble qui n'est pas nul, mais égal à sa valeur à l'équilibre à puissance nominale. La concentration non nulle en bore soluble modifie l'effet modérateur et les couplages qui l'impliquent. La réactivité associée à l'effet modérateur devrait en toute rigueur être séparée en un effet de température et un effet de bore (Annexe A). Un autre facteur qui peut expliquer ce décalage est la différence de taux de combustion entre les différents assemblages (de lots différents), ce qui peut également induire un effet supplémentaire en réactivité.

Des différences sont finalement observables entre la réactivité due à l'effet des barres de commande calculée ici et l'efficacité intégrale des GCP obtenue en Fig. 2.8. En effet, pour établir l'efficacité intégrale, la position des GCP est modifiée sans tenir compte ni de la puissance ni des autres grandeurs physiques, la criticité du cœur n'est donc pas assurée. Pour établir la courbe de calibrage en revanche, la modification de la position des barres est déterminée pour compenser la variation de puissance, le cœur doit donc être critique à chaque étape.

3.1.3 Influence du Burn-up

La Fig. 3.1 montre que la valeur du totalisateur varie suivant l'avancement dans le cycle.   30%PN, l'écart est de l'ordre de 50 pas entre le début et la fin du cycle. Les GCP ont donc tendance à sous-compenser les effets de la puissance (ils sont trop peu insérés), et si le calibrage n'est pas actualisé cela conduirait à une température moyenne trop élevée. En décomposant la réactivité du cœur selon la méthode explicitée dans la section 3.1.2, il est possible de voir l'influence du taux de combustion sur les différents effets. La Fig. 3.3 présente les évolutions comparées des trois effets en réactivité ainsi que de la réactivité totale pour la même série de taux de combustion que sur la Fig. 3.1. Pour gommer les effets autres que ceux dus   la modification du taux de combustion, les positions des GCP sont les mêmes que celles obtenues lors de l'établissement de la courbe de calibrage pour le début de cycle.

De façon générale, on remarque que tous les effets sont accrus lors de l'augmentation du taux de combustion, avec des variations plus ou moins importantes. Plus particulièrement, l'effet Doppler présente une très faible augmentation (moins de 50 pcm d'écart au maximum pour les basses puissances), bien qu'un combustible non irradié présente normalement un effet doppler plus important qu'un combustible irradié (voir Annexe A). Les sections efficaces que nous considérons étant à deux groupes uniquement, les propriétés du combustible étant moyennées par cellule et la conduction du jeu pastille gaine étant constante, il n'est pas

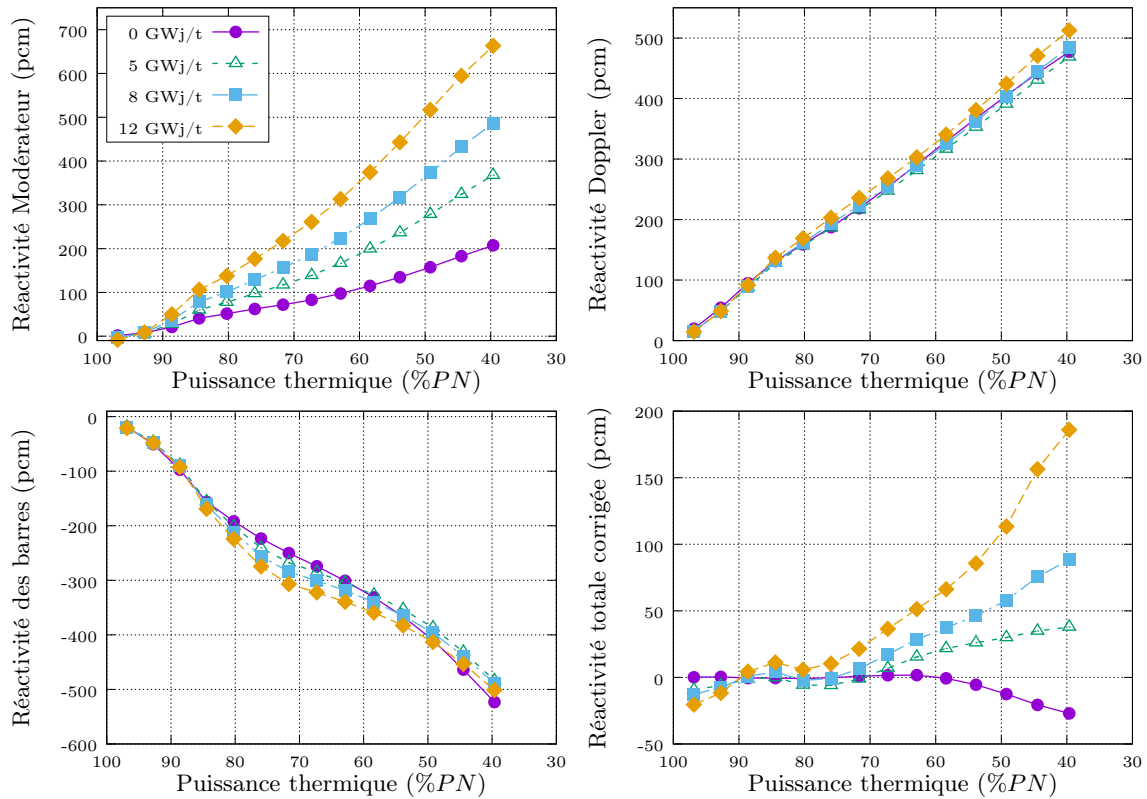


FIGURE 3.3 – Effets du taux de combustion sur les contributions à la réactivité totale.

possible de quantifier la variation de ces effets.

L'effet en réactivité dû aux barres de contrôles est globalement identique lors de l'avancement dans le cycle (des écarts d'un peu plus de 50 pcm au maximum sont observés). Néanmoins, il est intéressant de remarquer que le maximum de l'écart ne se trouve pas aux basses puissances (où l'efficacité totale atteint un maximum), mais se situe à des puissances intermédiaires. Pour les trois premiers points, les valeurs d'efficacité différentielle sont identiques, les écarts apparaissant pour une puissance de 85%PN, c'est-à-dire lorsque le groupe $G2$ amorce son insertion. À partir de ce moment-là, d'une part l'efficacité différentielle des barres augmente jusqu'à un maximum avant de diminuer et de se stabiliser (pente de la courbe) et d'autre part, les effets modérateur et Doppler différentiels montrent une diminution avant de repartir à la hausse. Ces observations s'amplifient avec l'augmentation du taux de combustion. L'évolution de la réactivité des barres lors de la descente en puissance en début de cycle est cohérente avec la forme de l'efficacité différentielle observée sur la Fig. 2.8. Nous supposons que le creusement de la courbe au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle est dû à l'environnement dans lequel s'insère le groupe $G2$. En effet, en superposant les cartes de taux de combustion et de point chaud à la carte de positionnement des assemblages barrés, il apparaît que les groupes $G1$ et $G2$ s'insèrent dans des assemblages de même lot (oxyde d'uranium sans gadolinium et un cycle d'irradiation), mais que celui dans lequel s'insère $G2$ se trouve à proximité immédiate d'un assemblage gadolinié neuf. Les concentrations des isotopes du gadolinium les plus neutrophages diminuent progressivement au cours du cycle jusqu'à ce que

ces isotopes disparaissent aux alentours de 10GWj/t. Les assemblages correspondants sont alors en sous-épuisement par rapport aux assemblages non gadoliniés et leur puissance augmente. Il est donc logique que le ventre de la courbe se creuse, traduisant une augmentation de l'efficacité du groupe, puisque l'assemblage à proximité présente une réactivité croissante lors de l'avancement dans le cycle.

En ce qui concerne l'effet modérateur, il présente une nette augmentation en fonction du taux de combustion moyen cœur. La raison est à chercher dans la modification de la concentration en bore soluble. En effet, le bore est un poison consommable dont la concentration diminue au cours du cycle. D'autre part, la valeur du coefficient modérateur devient de plus en plus négative lorsque la concentration en bore diminue (annexe A). Ainsi, pour une même variation de température, l'augmentation de la réactivité par effet modérateur augmente lorsque la concentration en bore diminue.

Le bilan total de réactivité (Fig. 3.3) montre que la réactivité corrigée s'écarte de zéro lorsque le taux de combustion augmente, à mesure que l'effet modérateur augmente. Nous pouvons observer un peu plus de 200 pcm d'écart entre les réactivités totales corrigées à 40%PN pour un combustible à 80% de l'avancement dans le cycle et un combustible en début de cycle (en supposant que la prise en compte des couplages soit correcte), cet écart devant être compensé par l'insertion des barres. En considérant une efficacité différentielle moyenne des GCP de 4 pcm par pas (Fig. 2.8) lorsque le groupe *N1* amorce son insertion, les GCP devraient s'insérer d'une cinquantaine de pas supplémentaires en fin de calibrage pour un combustible à 80% de l'avancement dans le cycle par rapport à un combustible en début de cycle. C'est effectivement la valeur qui est observée sur la Fig. 3.1, ce qui conforte la cohérence des résultats obtenus.

3.2 Présentation du schéma de calcul

3.2.1 Vue d'ensemble

La figure 3.4 représente de façon très simplifiée l'enchaînement des blocs du schéma de calcul. Cet enchaînement est composé de :

- B0** : initialisation qui consiste en la détermination de l'état stationnaire du cœur à la puissance nominale (distribution de burn-up, des températures du combustible et du modérateur, concentration en bore, concentration des poisons) au moment du début du transitoire de suivi de charge. En amont du transitoire, une montée de cycle est réalisée, permettant d'archiver les états du cœur à différents moments du cycle. Ainsi, il est possible de choisir l'avancement dans le cycle lorsque débute le transitoire de suivi de charge.
- B1** : variation de puissance électrique appelée à la turbine,
- B2** : déplacement des GCP donné par la courbe de calibrage, permettant d'anticiper les effets d'une variation de puissance électrique sur le cœur,
- B3** : évolution isotopique du xénon et du samarium, produits de fission qui impactent fortement le cœur et dont la variation dépend de la variation de puissance thermique,
- B4** : intervention de l'opérateur fictif pour réguler la température et l'*axial offset* grâce au GRT et au bore soluble,
- B5** : calcul de fin de pas de temps intégrant le couplage entre le primaire et le secondaire (modèle GV).

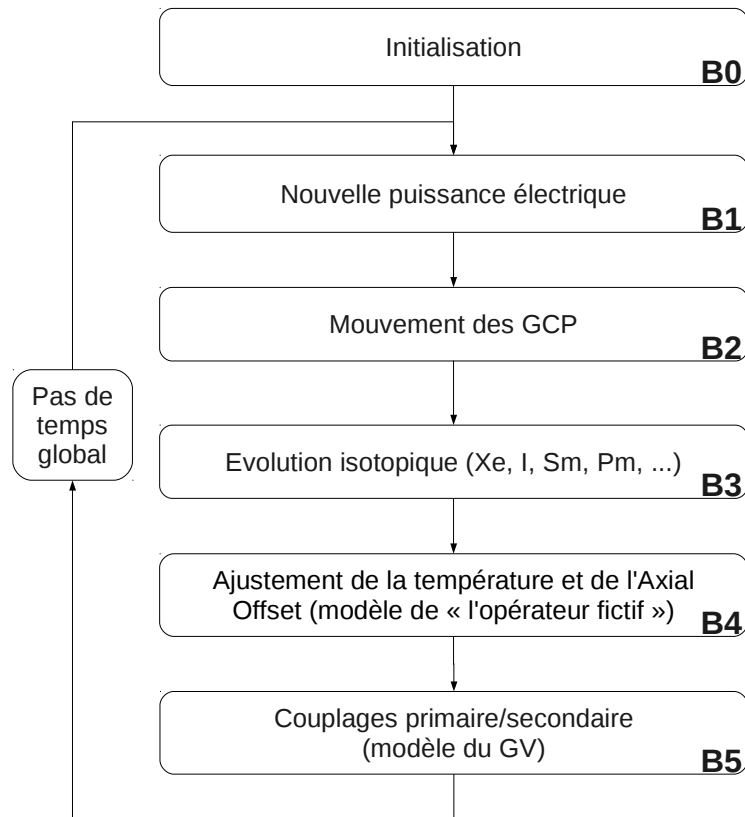


FIGURE 3.4 – Schéma simplifié représentant l'enchaînement des composantes du calcul.

À noter qu'après les étapes $B2$, $B3$ et lors l'étape $B4$, des calculs de couplage primaire/-secondaire sont effectués pour mettre à jour les conditions de fonctionnement de la centrale pour proposer les actions les plus pertinentes possible au regard des grandeurs calculées. La suite de cette section s'attache à détailler les blocs $B2$ et $B4$ (voir Chapitre 2 pour les blocs $B3$ et $B5$).

3.2.2 Mouvements des GCP

La position des GCP est déterminée grâce à la courbe de calibrage. Cette dernière donne la position des groupes en fonction de la puissance électrique. La courbe étant établie pour des puissances électriques discrètes, il suffit d'interpoler cette courbe entre les deux points les plus proches. La valeur cible du totalisateur T_c , définissant la position des groupes, est ainsi donnée en fonction de la puissance électrique P_e :

$$T_c = T^i + \frac{T^{i+1} - T^i}{P^{i+1} - P^i} \cdot (P_e - P^i)$$

avec les T^j et P^j représentant respectivement les totalisateurs et les puissances de la courbe de calibrage. Les indices i et $i + 1$ correspondent aux points dont les puissances enveloppent la puissance courante.

Cette valeur interpolée de totalisateur est une position «cible», dans la mesure où elle n’est pas nécessairement atteinte. En effet, si la vitesse v de déplacement est trop faible, le temps dt imparti au mouvement des groupes est trop court pour qu’ils atteignent cette position cible. Il convient de faire intervenir la position des groupes au pas précédent T_{prev} . La position réalisée T_r vaut alors :

$$T_r = \begin{cases} T_{prev} + v \cdot dt & \text{si } T_c > T_{prev} + v \cdot dt \\ T_{prev} - v \cdot dt & \text{si } T_c < T_{prev} - v \cdot dt \\ T_c & \text{si non} \end{cases}$$

Dans un souci de simplification, nous donnons ici une formule qui ne prend pas en compte les éventuelles différences entre les vitesses de groupes, les changements de groupes et les bornes sur le totalisateur (haut et bas du cœur). Toutes ces notions sont en revanche prise en compte dans la modélisation.

  noter que le re-calibrage des GCP en cours de cycle, n’est pas considéré puisque la courbe est établie au début de chaque transitoire et est donc à priori exacte. Le temps du transitoire est de plus suffisamment court pour pouvoir négliger les effets de l’épuisement (quelques jours tout au plus) au cours du suivi de charge. Après chaque mouvement des GCP, un calcul neutronique du cœur intégrant les contre-réactions et le couplage avec le générateur de vapeur est effectué dans le but de déterminer la température du fluide primaire et l’*axial offset* qui en résultent.

3.2.3 Ajustement de la température et de l’*axial offset*

La modélisation d’un opérateur fictif est primordiale dans la mesure où elle conditionne le comportement du réacteur au cours du transitoire, à l’image d’un opérateur contrôlant l’évolution du cœur sur site. Dans les REP1300 en gestion GEMMES, le bore soluble et le GRT font partie des composantes dont le pilotage est laissé à la charge d’un opérateur en situation normale (bien qu’automatisés en grande partie). Ainsi, tout comme un opérateur, nous avons fait des choix, que nous détaillons ci-après.

Premièrement, le GRT intervient avant le bore. En effet, étant donné que le GRT a pour but d’ajuster automatiquement la température du fluide primaire, il est naturel qu’il intervienne avant toute action de l’opérateur sur le bore soluble. De plus, il est commun pour un opérateur de vouloir réduire l’utilisation du bore soluble (réduction des effluents). Ce choix permet de ne pas utiliser de bore si les mouvements du GRT sont suffisants pour réguler le cœur. Le schéma 3.5 représente de façon très synthétique le déroulement des opérations.

Le GRT se déplace en premier lieu pour réguler la température du fluide primaire, puis la concentration en bore soluble est ajustée soit pour finir de réguler la température (cas où le GRT serait en limite de bande de manœuvre), soit pour l’ajuster plus finement, soit encore pour contrôler l’*axial offset*. La régulation de l’*axial offset* consiste à maintenir le d s-équilibre axial de puissance (ΔI , voir Section 1.4.2.2) dans une bande comprise usuellement entre $\pm 5\%$ autour de la valeur de référence (qui correspond à un *axial offset* constant). Il y a donc une boucle «GRT-bore», englobant une «boucle GRT» suivie d’une «boucle bore». Cette possibilité de revenir ajuster le GRT après une variation du bore est nécessaire, car le bore joue plusieurs rôles. Toute la difficulté réside dans le fait que ces r les sont parfois contradictoires : il sert premièrement à réguler la température, mais si l’*axial offset* est trop important, l’opérateur peut utiliser le bore soluble dans le but d’écarter la température primaire de la température de référence, pour qu’automatiquement le GRT se déplace afin de

dépend de l'écart en température (Fig. 1.7). Ce déplacement est toujours suivi d'un calcul neutronique du cœur intégrants les contre-réactions et le couplage avec le générateur de vapeur, afin de calculer la température du fluide primaire et l'*axial offset* qui en résultent.

3.2.3.2 Boucle bore

La loi (1.1) caractérise l'évolution de la concentration en bore soluble, en fonction de la concentration en bore en sortie du réservoir d'acide borique, du volume de fluide primaire, du débit des pompes (débit RCV), de la concentration initiale dans le circuit et du temps. La grandeur importante et limitante dans cette équation est le débit des pompes d'injection. En effet, les principales limitations technologiques s'appliquent sur les pompes et il convient donc de les prendre en compte pour éviter d'atteindre des vitesses de borication/dilution excessives. Ainsi, une première estimation de la variation en bore attendu est réalisée puis convertie en vitesse de borication/dilution. Cette vitesse est comparée aux limites et réduite si besoin, puis convertie à nouveau en variation de concentration.

Le principe de l'estimation de la variation en bore se base sur la température moyenne du fluide primaire visée et de l'efficacité différentielle. Cette estimation se calcule par :

$$dBore = \frac{T_{exp} - T_m}{ED_B}$$

avec T_{exp} (resp. T_m) la température moyenne visée (resp. température moyenne calculée) et ED_B l'efficacité différentielle du bore soluble (exprimé en  C par pcm et actualisée à chaque pas de temps grâce aux résultats du calcul neutronique). Si aucune opération n'est requise (ΔI et température du fluide primaire ajustés), la variation en bore soluble est la même que celle du pas de temps précédent. Dans le cas contraire, un ajustement est nécessaire. La température moyenne visée dépend alors de la température moyenne courante, du ΔI et de la position du GRT. Elle est établie suivant les critères suivants :

- i la température est en dehors de la bande morte :
 - i.a si le ΔI est en dehors de sa bande morte et que le GRT est en limite de sa bande de manœuvre (ΔI très positif et GRT en bas de sa bande ou ΔI très négatif et GRT en haut de sa bande), alors la température visée est juste à la limite (haute ou basse respectivement) de la bande morte par valeurs inférieures, de façon à ramener le plus possible le ΔI (on sait que le GRT ne peut pas le faire)
 - i.b sinon, la température visée est au milieu de la partie inférieure ou de la partie supérieure de la bande morte, de telle sorte que le signe de l'écart en température (entre la température courante et la référence) soit conservé, ce afin éviter les oscillations autour de la température de référence.
- ii la température est dans la bande morte, la priorité devient la régulation du ΔI . On vérifie alors la position du GRT :
 - ii.a s'il est en bout de course (bas de la bande si le ΔI est positif ou haut de la bande si le ΔI est négatif), on se ramène au point i.a et on vise le bord de la bande morte.
 - ii.b sinon, on autorise le dépassement de la bande morte (par le haut si le ΔI est positif, par le bas sinon) et le GRT se déplace en conséquence.
- iii la température et le ΔI sont dans leurs bandes mortes respectives, il est alors possible d'ajuster finement la température : on la maintient dans une gamme plus étroite autour de la température de référence (un quart de la bande morte du GRT, on parle de

bande morte du bore pour la température), tout en conservant le signe de l'écart en température tel qu'il était lors du dernier dépassement de la bande morte (permet d'éviter là encore les oscillations autour de la température de référence, de même que les trop nombreuses actions sur le bore).

Après l'estimation de la variation de concentration en bore et avant que la modification ne soit calculée, quelques tests sont effectués. Ils permettent d'éviter de réaliser le calcul dans quelques cas :

- Si le signe de la variation en bore change d'un pas de temps à l'autre, on met fin au pas de temps (sauf si le ΔI est en dehors de sa bande morte et que le GRT n'est pas en bout de course, auquel cas on le déplace). Cela permet d'éviter les borifications/dilutions successives, et augmente ainsi la robustesse du modèle.
- Si la variation en bore prévue est la même qu'au pas de temps précédent, on ne fait pas le calcul et on sort (sauf si le ΔI n'est pas dans sa bande morte, auquel cas on déplace le GRT de nouveau).

Une fois la variation en bore effective, un calcul de couplage avec le générateur de vapeur est effectué afin de connaître la température et l'axial offset qui en résultent. S'en suit une étude de cas, afin de choisir l'action à effectuer à la suite de cette modification. L'enjeu ici est de trouver une bonne configuration GRT-bore (satisfaisant un maximum de critères), sans être trop gourmand en temps de calcul, c'est-à-dire sans nécessairement chercher la meilleure configuration.

3.2.3.3 Étude de cas

Après une variation de la concentration en bore, plusieurs scénarios sont envisageables. Nous les discriminons par rapport à plusieurs critères :

- oui ou non la température moyenne était-elle dans la bande morte avant la variation de la concentration en bore ?
- oui ou non la température moyenne est-elle dans la bande morte après la variation de la concentration en bore ?
- oui ou non le ΔI était-il satisfaisant (compris entre $\pm 5\%$) avant la variation de la concentration en bore ?
- oui ou non le ΔI est-il satisfaisant après la variation de la concentration en bore ?

Que l'on peut résumer par les assertions «devient bon», «devient pas bon», «reste bon», «reste pas bon», à la fois pour la température du fluide primaire (T_m) et pour le ΔI . Cela représente donc 16 configurations possibles (sans compter les cas où l'on essaye d'ajuster plus finement la température). Le tableau suivant représente ces différents cas ainsi que les actions associées.

	T_m devient pas bon	T_m reste pas bon	T_m devient bon	T_m reste bon
ΔI devient pas bon	A + S	A + C	S	A + S
ΔI reste pas bon	GRT (ou A + S) ¹	A + C	S	GRT (ou S ou A+C) ³
ΔI devient bon	GRT (ou A + S) ¹	A + C	S	S
ΔI reste bon	A + S	A + C	S	S (ou A+C) ²

TABLE 3.1 – Choix des actions à effectuer suivant les différents cas

Les abréviations utilisées sont définies lors de l'analyse de la Fig. 3.5.

Il existe quelques cas difficiles (notés 1, 2 et 3), où le résultat de la modification de la

concentration en bore soluble doit être mis en regard d'autres paramètres pour conclure sur la suite du pas de temps :

- 1 la température devient pas bonne et le ΔI était pas bon avant la variation : le GRT doit se déplacer de nouveau, mais si le nombre maximal d'itérations GRT-bore est atteint, ou si le groupe de régulation est en butée, on annule la dernière modification et on sort.
- 2 la température et le ΔI restent bons : on sort si la température est dans la bande morte du bore, ou on annule et on continue sinon.
- 3 la température reste bonne et le ΔI reste pas bon :
 Si le débit RCV n'est pas à son maximum, on annule et on continue.
 Si le débit RCV est à son maximum, cela signifie que le bore n'est pas suffisant pour faire sortir la température de sa bande morte et il s'agit d'une impasse. On force donc le GRT à se déplacer (s'il n'est pas en butée) pour ajuster le ΔI .
 Si le débit RCV est à son maximum et que le GRT est en butée, il n'est pas possible de faire mieux et on sort.

Les actions mentionnées ici sont définies de façon à remplir au mieux les attentes de l'opérateur fictif, tout en conservant un temps de calcul raisonnable.

Afin de pouvoir annuler une modification de la concentration en bore (sachant que chacune des ces modifications est suivie d'un calcul neutronique couplé avec le générateur de vapeur), un mécanisme de sauvegarde/reprise est mis en place, ce qui permet de récupérer l'état du cœur avant la variation du bore soluble.

3.2.4 Aspects temporels

Lors de l'enchaînement des calculs durant le transitoire de puissance, le temps apparaît dans toutes les étapes : l'évolution de la puissance nécessite un calcul neutronique cinétique, le couplage entre le circuit primaire et le secondaire fait intervenir un temps caractéristique et l'utilisation des grappes de contrôle ainsi que du bore soluble est limitée par le pas de temps. Ainsi l'enchaînement et l'imbrication de tous ces pas de temps est primordial pour le bon déroulement du calcul. Le pseudo-code Algo. 1 représente la façon dont toutes ces boucles sont imbriquées et permet également de faire un résumé du schéma de calcul décrit en Section 3.2.1. Les assertions après // représentent les actions effectuées que l'on ne détaillée pas et les commentaires en fin de ligne (entre /* */) sont simplement des précisions sur la ligne en question.

On reconnaît tout d'abord les blocs de la figure 3.4, mais les parties intéressantes ici sont la boucle du couplage primaire/secondaire, détaillée des lignes 10 à 19 (et également présente aux lignes 23, 29, 36 et 44) de même que la boucle de régulation de température et d'*axial offset* (des lignes 24 à 42).

3.2.4.1 Imbrication des différentes boucles

Cette section s'attache à décrire les différentes boucles et les choix concernant les pas de temps correspondants, résultants du respect de certaines contraintes qui sont rappelées. Seuls les pas de temps des boucles internes (les plus contraints) sont détaillés ici. Le choix et l'influence de la valeur du pas de temps global sont discutés dans la section 3.2.4.2.

la boucle de variation de puissance électrique (de pas de temps δt_{global}) correspond à la variation de puissance électrique. Le pas de temps est choisi différemment

Algorithme 1 : Pseudo-code représentant le modèle implémenté.

```

1  $\delta t_{\text{global}}$  /* pas de temps global */
2  $\delta t_{\text{couplage}}$  /* pas de temps couplage primaire/secondaire */
3  $\delta t_{\text{neutro}}$  /* pas de temps calcul neutronique quasi statique */
4  $\delta t_{\text{GRT}}$  /* pas de temps évolution GRT */
5 tant que currentTime < maxTime faire
7 | // Actualisation de la puissance
9 | // Ajustement des GCP
10 tant que  $N_{\text{couplage}} * \delta t_{\text{couplage}} < \delta t_{\text{global}}$  et non convergence couplage faire
12 | // Calcul de la nouvelle température d'entrée de coeur
13 | tant que  $N_{\text{neutro}} < N_{\text{neutro}}^{\text{max}}$  et pas convergence neutronique faire
15 | | // calcul neutronique découplé
16 | |  $N_{\text{neutro}} += 1$ 
17 | | fin
18 | |  $N_{\text{couplage}} += 1$ 
19 | fin
21 | // Évolution des produits de fission (sur le pas de temps global)
23 | // Couplage primaire-secondaire
24 tant que  $N_{\text{GRTBore}} < N_{\text{GRTBore}}^{\text{max}}$  et non convergence GRT-Bore faire
25 | | tant que  $N_{\text{GRT}} * \delta t_{\text{GRT}} < \delta t_{\text{global}}$  et  $T_{\text{moy}}$  pas bonne et GRT pas en butée faire
27 | | | // Déplacement du GRT
29 | | | // Couplage primaire-secondaire
30 | | |  $N_{\text{GRT}} += 1$ 
31 | | | fin
32 | | | tant que  $N_{\text{Bore}} < N_{\text{Bore}}^{\text{max}}$  et non satisfaisant faire
34 | | | | // Modification de la concentration
36 | | | | // Couplage primaire-secondaire
38 | | | | // Tests
39 | | | |  $N_{\text{Bore}} += 1$ 
40 | | | | fin
41 | | | |  $N_{\text{GRTBore}} += 1$ 
42 | | | fin
44 | | // Couplage primaire-secondaire (finalisation du pas de temps)
45 | |  $\text{currentTime} += \delta t_{\text{global}}$ 
46 fin

```

selon que l'on soit sur un palier ou pendant une variation de puissance. En effet, durant une variation de puissance, les différentes grandeurs d'intérêt du cœur varient de façon importante et il est nécessaire d'avoir un pas de temps fin pour capter le plus d'informations possible. En revanche, lorsque la puissance ne varie pas, les GCP ne bougent pas et seule la variation de concentration des produits de fission peut perturber le cœur. Ainsi, il n'est pas nécessaire de trop affiner le pas de temps dans ce cas : les calculs ne seraient pas plus précis et le temps de calcul serait plus important.

la boucle de régulation de la température primaire et de l'axial offset

modélise le rôle de l'opérateur fictif dans le pilotage. La configuration (de GRT et de bore) adoptée pour chaque pas de temps résulte d'essais et d'annulations des modifications de la position des GRT et de la concentration en bore soluble. On distingue deux sous boucles qui se suivent au sein de cette boucle (Fig. 3.5) : la boucle GRT (de pas de temps δt_{GRT}) et la boucle bore (de pas de temps δt_{global}). Le pas de temps δt_{GRT} choisi pour caractériser les mouvements du GRT correspond au temps nécessaire pour traverser la bande de manœuvre a vitesse maximale, c'est à dire 18 secondes. Le nombre d'itérations dans la boucle GRT n'a pas d'importance, car le mouvement des GRT est borné et le déplacement maximal peut être atteint en une itération. Le pas de temps utilisé dans la boucle bore (pour passer du débit RCV à la variation de concentration et vice versa) correspond au pas de temps global puisqu'une modification éventuelle de la concentration s'effectue sur la totalité du pas de temps de puissance. Le fait que plusieurs itérations GRT-bore soient nécessaires pour trouver une configuration satisfaisante n'enlève rien à la pertinence de ce pas de temps puisque le système d'annulation et de reprise assure que la variation totale de la concentration (entre le début et la fin du pas de temps) ne dépasse pas la limite technologique autorisée. Il s'agit en quelque sorte d'un artefact de calcul utilisé pour trouver une «bonne solution». Après chaque modification de la concentration en bore soluble ou de la position des GRT, on rappelle qu'un calcul de couplage primaire/secondaire est effectué, dans le but de déterminer les conditions de fonctionnement résultantes de ces modifications et d'engager les actions correspondantes.

la boucle du modèle GV (de pas de temps $\delta t_{\text{couplage}}$) modélise le couplage entre le circuit primaire et le circuit secondaire et doit permettre de capter les évolutions des conditions de fonctionnement dans le générateur de vapeur lors d'une modification de l'état de la centrale (que ce soit du côté primaire ou secondaire). Les modifications des propriétés du fluide secondaire servent alors à calculer la nouvelle condition limite du calcul neutronique (Chapitre 2). Cette variation de la température du fluide en entrée de cœur est obtenue grâce à un bilan de puissance, avec comme pas de temps celui du couplage. Les différentes hypothèses formulées dans le Chapitre 2 imposent d'avoir un pas de temps faible devant les temps caractéristiques d'évolutions des températures (moyenne primaire, de saturation dans le générateur de vapeur) pour pouvoir les considérer comme constantes et homogènes, de valeurs égales à celles de la fin du pas de temps précédent. Il en va également de la validité du bilan de puissance, puisque la capacité calorifique de l'eau est considérée comme constante par pas de temps (et calculée par rapport à la température moyenne). Plus le pas de temps est faible, plus ces hypothèses sont valides. D'un autre côté, le bilan de puissance impose une autre contrainte sur le pas de temps, puisque son principe est de déterminer les échanges thermiques subis par une particule de fluide lors de son cheminement dans le circuit

primaire. Cela implique que le pas de temps doit être supérieur au temps nécessaire au fluide primaire pour réaliser un tour du circuit primaire. Les bornes issues du Chapitre précédent pour le pas de temps du couplage entre le primaire et le secondaire sont résumées dans le Tab. 3.2.

	T_m	T_{sat}	C_p	Bilan de puissance
Temps caractéristique (τ)	100s (Sec. 2.1.3.3)	$\simeq 1\text{min}$ (Sec. 2.2.5)	100s (Sec. 2.2.5)	$\simeq 15\text{s}$ (Sec. 2.2.5)
Lien avec $\delta t_{\text{couplage}}$	$\delta t_{\text{couplage}} < \tau$	$\delta t_{\text{couplage}} < \tau$	$\delta t_{\text{couplage}} < \tau$	$\delta t_{\text{couplage}} \geq \tau$

TABLE 3.2 – Synthèse des temps caractéristique d'évolution pour le modèle GV et contraintes associées sur le pas de temps.

Ce pas de temps représente en quelque sorte un temps caractéristique d'évolution du circuit primaire. Nous le choisissons égal à 15 secondes. De cette façon, il est possible de modéliser à la fois les couplages entre ces deux circuits et les retards observés expérimentalement entre les valeurs de consigne et les valeurs mesurées en explicitant le schéma de couplage primaire/secondaire. Ces retards traduisent une variation trop rapide de la puissance électrique. Le nombre d'itérations est finalement donné par le rapport entre le pas de temps global et le pas de temps de couplage, avec une valeur limite de 20 itérations pour éviter les calculs superflus.

la **boucle du calcul neutronique** (de pas de temps δt_{neutro}) permet les itérations entre le calcul de diffusion statique et la formule de Nordheim (Section 2.1.1.2) et permet de déterminer la variation de puissance induite par une variation des conditions limites neutroniques (température d'entrée de cœur). Cette boucle à l'échelle du cœur se trouve imbriquée dans la boucle du couplage primaire/secondaire, mais son pas de temps est fixé à l'avance et n'est pas lié au pas de temps $\delta t_{\text{couplage}}$. On suppose en effet que le pas de temps de couplage primaire/secondaire est suffisamment grand pour que le calcul de cœur converge. C'est d'ailleurs la condition de sortie de la boucle neutronique. Ce pas de temps imbriqué est fixé à 5 secondes. Il résulte d'un compromis entre précision et stabilité. Plus il est court, plus le nombre de calculs est grand et plus la convergence est bonne a priori, mais des oscillations autour de la valeur finale sont observées lorsqu'il est trop faible, induisant une instabilité et augmentant le temps de calcul.

3.2.4.2 Choix du pas de temps global

Commençons par étudier l'influence du pas de temps global durant une variation de puissance. On simule donc une variation de puissance telle qu'elle serait effectuée lors du suivi de charge considéré, c'est-à-dire qu'on passe de 100% de la puissance nominale (PN) à 30% PN en 14 minutes (pente de 5% PN/min). On s'attache à commenter les évolutions de la puissance thermique et de la température moyenne du fluide primaire. On ne s'intéresse pas ici aux grandeurs plus fines de caractérisation de l'état du cœur, car il n'est pas question d'une étude approfondie du comportement physique du réacteur pour le moment, mais bien d'une étude sur l'influence du pas de temps.

Les contraintes concernant le pas de temps global et permettant de valider les hypothèses de stationnarité des calculs de thermique combustible, de thermohydraulique du fluide primaire et d'évolution des grandeurs caractéristiques du GV sont établies dans le chapitre 2. Pour rappel, ces différents temps caractéristiques d'évolution sont du même ordre de grandeur, entre 30 secondes et une minute. Cela correspond donc également au pas de temps

minimal qu'il est légitime de considérer. Il n'y a en revanche pas de limite maximale sur ce pas de temps global, mais nous ne considérons pas de valeurs au-delà de 5 minutes, ce qui ne représente déjà plus que trois pas de calcul durant la baisse de puissance, ce qui est très peu. Tous les pas de temps mentionnés dans cette section vérifient donc les contraintes imposées par les hypothèses.

La Fig.3.6 présente l'évolution, au cours de la baisse de puissance électrique, de la puissance thermique (gauche) et de la température (droite). Les courbes en noir représentent les courbes de «référence». Pour la puissance, elle correspond à la puissance électrique divisée par le rendement (lui même fonction de la puissance électrique) et pour la température elle correspond à la température «cible» qui dépend de la puissance thermique de référence. Dans l'hypothèse où la baisse de puissance serait très lente, c'est-à-dire que le système aurait le temps de s'équilibrer à chaque pas de temps, le cœur devrait suivre ces courbes de référence.

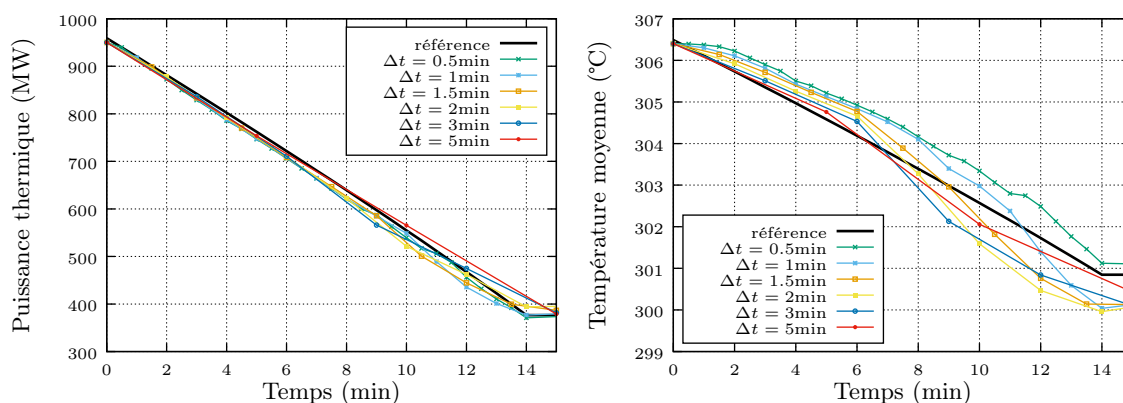


FIGURE 3.6 – Évolution de la puissance thermique et de la température moyenne primaire au cours de la baisse de puissance, pour différents pas de temps (Δt).

Il semble que le pas de temps a peu d'influence sur la variation de puissance (il y a au plus environ 50MW de différence). De la même façon, le pas de temps a peu d'influence sur la puissance échangée au GV (non présentée ici), ce qui peut s'expliquer par la rapidité du transitoire. En effet, durant les 14 minutes de transitoire, le groupe de régulation de température et le bore soluble n'ont pas le temps d'être utilisés, de même que le xénon n'a pas le temps d'évoluer (temps faible comparé aux 6 heures caractéristiques d'évolution).

Des différences existent néanmoins, comme le montre l'évolution de la température moyenne primaire. Au maximum, 2°C d'écart entre les températures données par les différents pas de temps sont observés et toutes les températures restent comprises dans la bande des $\pm 1^\circ\text{C}$ autour de la température cible. La bande morte du GRT se situe entre $\pm 0.8^\circ\text{C}$, cela est très satisfaisant d'un point de vue de la robustesse du schéma de calcul. Si le pas de temps est fin, la position des barres ne varie que très peu à chaque pas de temps (déplacement de 30 pas au début du transitoire et 10 à la fin pour le pas de temps le plus fin, contre 220 au début et 60 à la fin pour le pas de temps le plus grossier), mais le nombre d'itérations de couplage diminue aussi (le pas de temps du couplage est fixé). Dans le cas où le pas de temps est le plus fin, les calculs de couplage ne convergent pas et sont arrêtés par limite de temps. C'est pour cette raison que la température moyenne calculée est plus grande que la référence et elle le reste tout au long du transitoire. Plus le temps augmente cependant, plus la température

«rattrape» son retard, en raison des effets des GCP qui s'affaiblissent. Ainsi, en augmentant le pas de temps, on «rattrape» les effets plus tôt au cours de la descente en puissance.

Le nombre d'itérations de couplage nécessaires à la convergence est peu dépendant du pas de temps et vaut environ 5 itérations. Le plus petit pas de temps global permettant d'accomplir ces 5 calculs de couplage (le pas de temps du couplage est de 15 secondes) nécessaires à la convergence est donc $\Delta t = 1.5$ minutes. Dans le but de conserver un maximum de précision, c'est sur lui que se porte notre choix.

Étudions maintenant l'influence du pas de temps lorsque la puissance électrique est constante (sur un palier). Dans ce cas-là, les GCP ne bougent pas et les facteurs de perturbations sont alors le xénon qui évolue de façon indépendante de l'opérateur et surtout les actions sur le GRT et le bore qui dépendent de l'opérateur. On simule ici la suite du scénario précédent, c'est-à-dire le palier bas après la descente en puissance. Nous choisissons un pas de temps de $\Delta T = 1.5$ minutes pour la phase transitoire de la descente en puissance. De la même façon que précédemment, on se borne à des grandeurs caractérisant l'évolution du cœur de façon générale comme la puissance thermique ainsi que la température moyenne du fluide primaire.

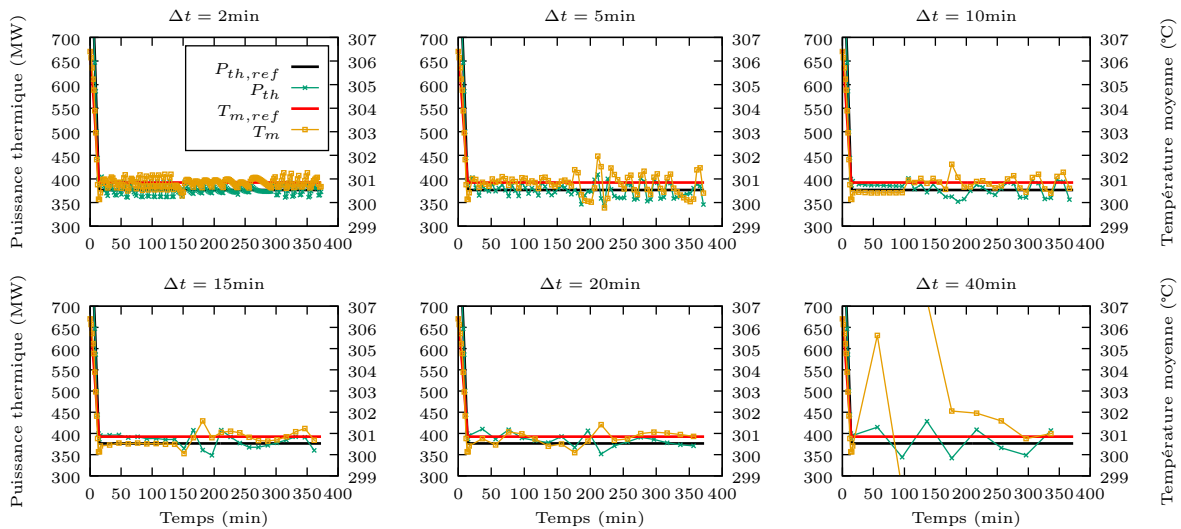


FIGURE 3.7 – Évolution des puissances thermiques et des températures moyennes du fluide primaire durant le palier, pour les différents pas de temps considérés.

La Fig.3.7 présente l'évolution comparée des puissances thermiques et températures moyennes pour les différents pas de temps ($\Delta t = 2, 5, 10, 15, 20$ ou 40 minutes dans l'ordre des figures). Premièrement, la régulation impose une oscillation plus ou moins régulière de la température et de la puissance autour de leurs valeurs cibles (celle de la puissance est en noir et celle de la température en rouge). La période de cette oscillation, contrairement au cas précédent, diminue lorsque le pas de temps diminue. Avec des pas de temps fins, l'opérateur fictif se «rend compte» rapidement de la sortie de la bande morte et agit en conséquence. Plus le pas de temps augmente, plus le risque de sortie est important à chaque pas de temps. L'opérateur peut donc être amené à effectuer des actions dont l'impact sur le cœur est plus grand. Les courbes semblent donc un peu moins régulières lorsque le pas de temps est grand.

Cependant, l'amplitude de variation est sensiblement la même dans tous les cas. Le seul cas faisant exception est le pas de temps de 40 minutes. En effet, cette valeur est beaucoup trop grande par rapport aux temps caractéristiques du système, et lorsque l'opérateur se «rend compte» de la sortie du domaine autorisé, il est trop tard pour agir. On peut donc d'ores et déjà éliminer cette solution de même que toutes celles dont le pas de temps est supérieur. Un critère supplémentaire de sélection des pas de temps consiste à choisir ceux pour lesquels le temps de calcul est le plus faible.

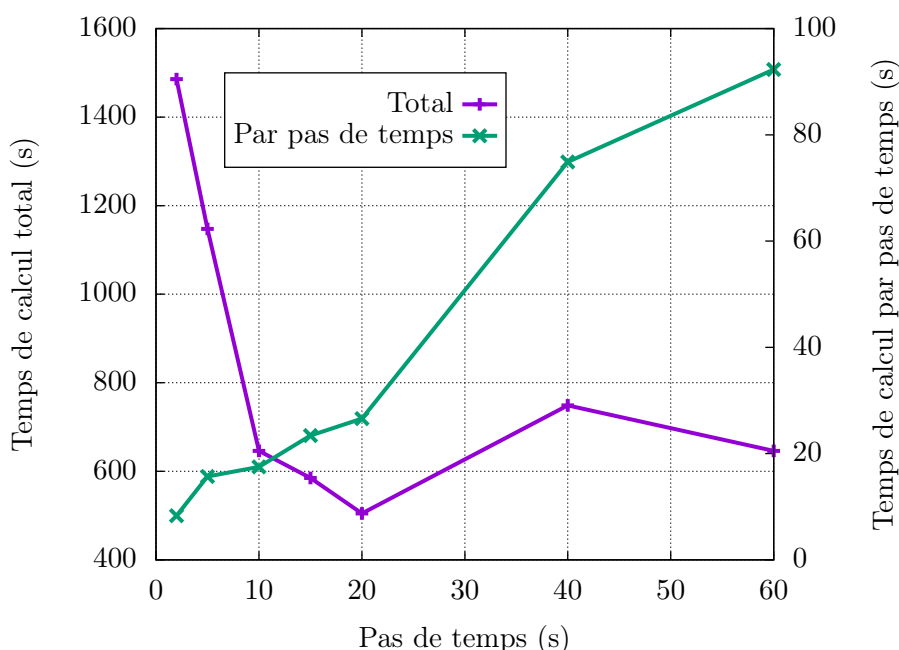


FIGURE 3.8 – Temps de calcul total et par pas de temps en fonction du pas de temps. Le pas de temps total se lit sur l'axe de gauche et le temps par pas de temps sur l'axe de droite.

La Fig.3.8 présente les temps de calcul (correspondant uniquement à la simulation du palier) correspondant aux différents pas de temps proposés. Plus le pas de temps augmente (jusqu'à $\Delta t = 20$ minutes) plus le temps de calcul total diminue. En effet, un moins grand nombre d'itérations globales est alors effectué. Cependant, au-delà de 20 minutes de pas de temps, le temps de calcul augmente de nouveau, car le temps de calcul par pas de temps devient alors trop important. C'est le cas pour les pas de temps de 40 et 60 minutes. La différence de temps de calcul entre les pas de temps 15 et 20 minutes n'étant pas très prononcée, nous faisons le choix du pas de temps le plus fin dans le but d'améliorer la précision du modèle. Le pas de temps de 15 minutes est donc choisi pour la suite.

3.3 Découplage des composantes du schéma de calcul

On propose ici d'étudier le comportement du réacteur lors d'une rampe de puissance (de $100\%PN$ à $30\%PN$ avec une vitesse de $5\%PN/min$), en activant successivement les composantes GCP, xénon et opérateur. Ceci devrait permettre d'analyser le rôle de chacun

au cours de cette descente en puissance. Le choix des blocs activés ou non l'est uniquement à titre pédagogique, il n'est bien entendu pas possible en réalité de faire évoluer un cœur sans xénon par exemple. Le but ici est de commenter les effets des moyens de contrôle du réacteur et des poisons et d'entamer une analyse physique du comportement du réacteur qui est poursuivie dans la suite. La Fig.3.9 présente l'évolution de la position des GCP, de la concentration en xénon, de la position du GRT et de la concentration en bore soluble durant le transitoire. Le niveau de ces différentes composantes est tracé en rouge lorsqu'elles ne sont pas utilisées (GCP complètement retirés, donc un totalisateur de 0, concentrations en xénon et en bore constantes et égales aux valeurs calculées lors de l'initialisation et GRT au milieu de sa bande de manœuvre).

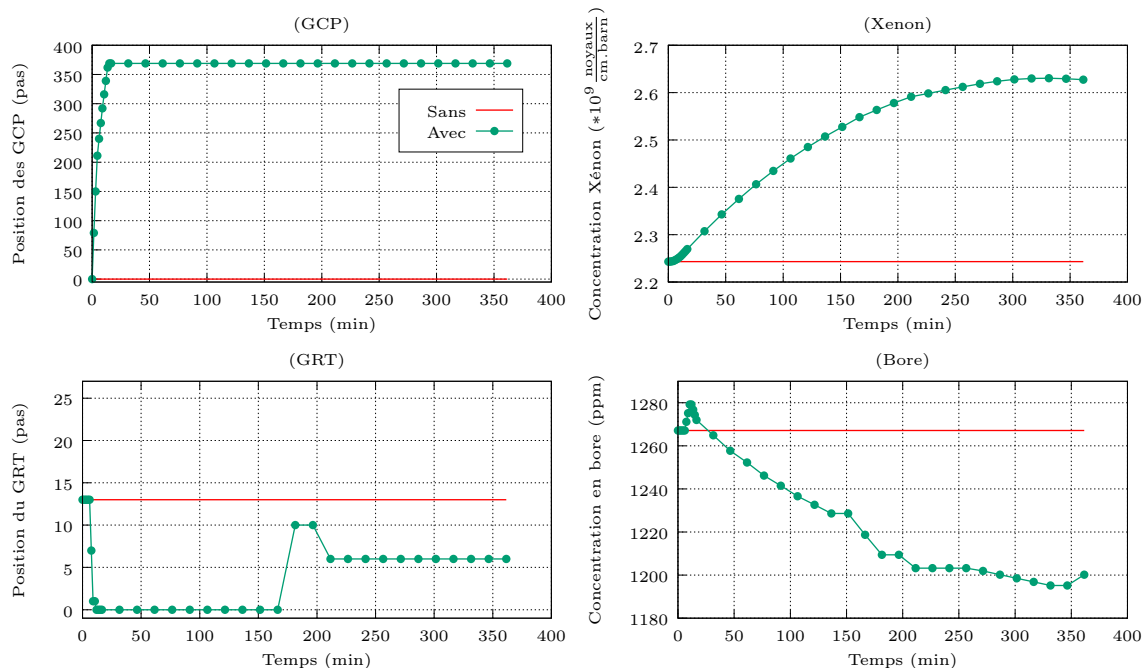


FIGURE 3.9 – Évolution de la position des GCP, de la concentration xénon moyenne cœur, de la position des GRT et de la concentration en bore soluble durant le transitoire de puissance, suivant qu'ils interviennent dans le schéma de calcul ou pas.

Nous suivons l'évolution du réacteur grâce à la puissance thermique, à la température moyenne ainsi qu'aux *axial offset* de puissance et de xénon. Ces derniers donnent des informations intéressantes concernant la déformation de la nappe de puissance induite par l'insertion des grappes de contrôle. Toutes ces caractéristiques résultent de l'évolution des composantes illustrée en Fig. 3.9. L'*axial offset* de xénon est calculé de la même manière que l'*axial offset* de puissance, mais en considérant la concentration du xénon (X) :

$$AO_X = \frac{X_H - X_B}{X_H + X_B}$$

X_H et X_B représentant respectivement les concentrations dans les moitiés haute et basse du cœur. L'évolution de ces différentes grandeurs est tracée sur la Fig.3.10. Le calcul de la

configuration GCP+Xe est arrêté en cours de transitoire en raison d'une température moyenne primaire trop faible.

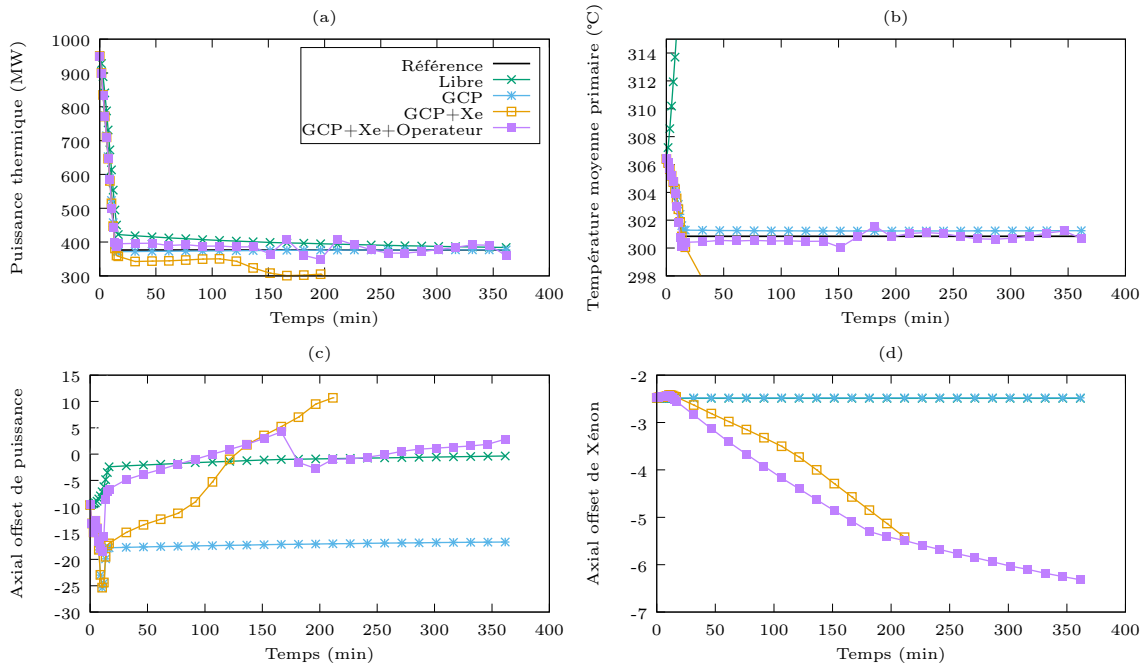


FIGURE 3.10 – Évolution de la puissance thermique (a), de la température moyenne du fluide primaire (b) et des *axial offset* de puissance (c) et de xénon (d).

Durant l'évolution sans aucun moyen de contrôle et sans poison (libre), le jeu des contre-réactions implique une forte augmentation de la température. Cette forte augmentation de la température permet grâce à un coefficient modérateur négatif de faire diminuer la puissance. La puissance thermique reste ainsi proche de la référence. Le rôle des GCP est de compenser la réactivité introduite par la diminution de la puissance et ils s'insèrent donc progressivement de sorte que la température reste proche de la référence. Plus l'écart en température est faible, plus le calibrage des GCP est bon. On note que l'évolution naturelle de l'*axial offset* à la hausse durant le transitoire de puissance libre est fortement modifiée par l'introduction des GCP, puisque la puissance se trouve alors déplacée dans le bas du cœur.

Si le xénon évolue également (une baisse de puissance implique une augmentation jusqu'au pic xénon à environ 7 heures), la puissance et la température diminuent. Des actions sur le bore soluble et sur le GRT sont alors nécessaires pour maintenir une puissance et une température raisonnables. Sur la dernière courbe, la baisse de température est maîtrisée et la puissance reste proche de la référence. Les oscillations de la puissance et de la température autour de leurs valeurs de références sont dues au fait qu'une fois le palier bas atteint, le cœur n'est pas statique puisque l'*axial offset* de puissance n'est pas constant (3.10(c)).

La soudaine baisse de l'*axial offset* entre $t = 150$ et $t = 200$ minutes est due à une suite d'actions de l'opérateur (Fig.3.9), qui consiste dans un premier temps à accélérer la dilution du bore soluble (au temps $t = 165$ minutes). Cette action de l'opérateur a pour objectif de limiter l'augmentation de l'*axial offset* en augmentant la température et la puissance. La température étant, après cette action, en dehors de la bande morte, il s'en suit immédiatement

une insertion du GRT d'une dizaine de pas afin de ramener la température, mais elle a également pour effet de ramener l'*axial offset*. S'en suit une phase d'ajustement où l'opérateur replace le GRT quelques pas plus haut. L'*axial offset* est ainsi proche de 0 par valeurs négatives, ce qui correspond à une puissance légèrement déplacée vers le bas du cœur et qui est la configuration recherchée. La température est elle très proche de la référence. Après cette série d'action, l'*axial offset* continue sa lente augmentation, mais sans toutefois qu'une autre action de l'opérateur ne soit nécessaire.

L'évolution de l'*axial offset* durant le palier de puissance est due entre autres par la valeur de l'*axial offset* de xénon, qui est négatif. Cela signifie que la concentration de ce poison est plus importante dans le bas du cœur, tendant à faire baisser la puissance de façon plus importante à cet endroit : en proportion, la puissance se déplace donc vers le haut du cœur. L'évolution de l'*axial offset* de xénon dépend quant à elle de la baisse de puissance, qui se joue dans les premiers instants du transitoire. Une diminution de la puissance (donc du flux neutronique) a pour effet d'augmenter la concentration en xénon, cet effet étant d'autant plus important que la variation de puissance est grande (voir Fig.2.2). Un raisonnement simple part alors du constat que l'*axial offset* devient très négatif, signifiant que la puissance dans le bas devient très supérieure (en proportion) à la puissance dans le haut. Dit autrement, la baisse de puissance dans le haut du cœur serait plus importante que celle dans le bas. Le pic xénon devrait donc être plus important dans le haut du cœur, ce qui conduirait à un *axial offset* xénon positif. La conclusion de ce raisonnement est en désaccord avec les résultats de la Fig. 3.10. Il est en fait faux de dire que la baisse de puissance est plus importante dans le haut que dans le bas du cœur. Pour conclure, il est nécessaire de suivre l'évolution des puissances dans les parties haute et basse du cœur. Ces évolutions sont visibles sur la Fig.3.11 et sont tracées dans le cas où toutes les composantes du schéma de calcul sont activées.

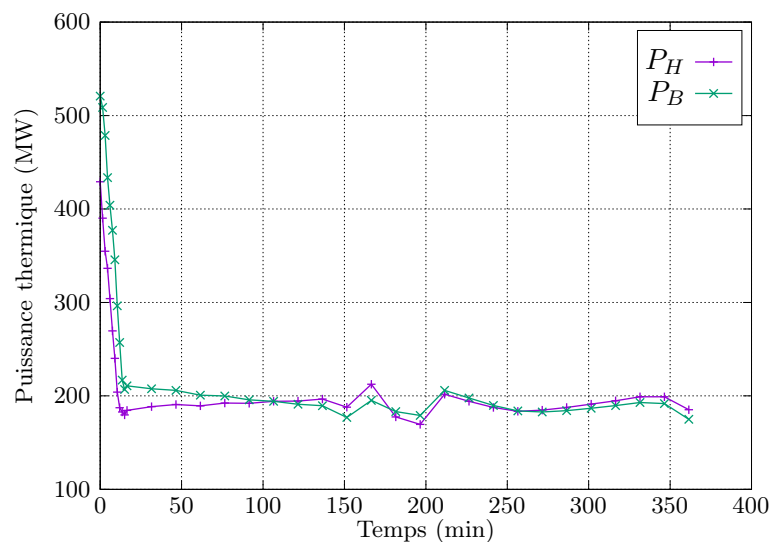


FIGURE 3.11 – Évolution des puissances dans les parties haute et basse du réacteur durant le transitoire.

Malgré le fait que l'*axial offset* diminue fortement au début de la baisse de puissance, l'amplitude de la baisse de puissance subie par la partie basse du cœur est plus importante

que celle subie par la partie haute (variation de 320 MW dans le bas contre 250 MW dans le haut). La différence diminue donc, mais ne s'inverse pas. Ainsi, la concentration en xénon augmente beaucoup plus dans le bas du cœur que dans le haut, expliquant l'*axial offset* de xénon négatif et toutes les conséquences qui en découlent.

3.4 Comparaison à un modèle 0D

Dans le but de vérifier le bon comportement du réacteur, nous proposons dans cette section de le comparer à un modèle développé au CEA, appelé easyREP . Il s'agit d'un simulateur basé sur des données issues de mesures sur site. Ainsi même si la partie concernant le calcul du cœur du réacteur est moins précise que celle du modèle développé dans cette étude, il a l'avantage d'insister sur la partie secondaire du réacteur. La pertinence de la modélisation du générateur de vapeur et de l'opérateur peut ainsi être testée de même que le bon comportement du modèle. Ce modèle proposé dans easyREP  consiste en un calcul de cinétique ponctuelle. Pour plus de précision, lire [48]. En raison du besoin de modélisation en 3 dimensions (effets sur l'*axial offset* des barres de contrôle et de la modification du bore soluble), ce modèle ne peut donc pas être utilisé comme fonction d'évaluation pour l'exercice d'optimisation considéré.

Dans la suite, ce modèle de référence est appelé «modèle 0D» et le modèle développé dans le cadre de cette thèse est appelé le «modèle 3D». La première comparaison consiste à étudier la dynamique libre (sans GCP ni régulation de l'opérateur ni xénon) du réacteur modélisée par les deux modèles. Lors de la dynamique libre, seules les contre-réactions pilotent le réacteur. L'intérêt d'étudier un tel cas est de se concentrer sur le modèle de couplage entre le primaire et le secondaire, sans que les résultats ne soient influencés par le modèle de l'opérateur, ou l'évolution des poisons neutronique. L'effet des barres de contrôle, de l'opérateur et des poisons sont étudiés en comparant les courbes de calibrage ainsi que les comportements en transitoire de suivi de charge.

3.4.1 Dynamique libre

Avant d'étudier un transitoire de puissance de type suivi de charge classique, nous étudions des transitoires de dynamique libre, c'est à dire des variations de puissance sans qu'aucun moyen de contrôle ne soit mis en œuvre. L'amplitude des transitoires est choisie relativement faible (environ 15%PN) afin de ne pas trop perturber l'état du cœur (ce qui ne serait pas représentatif de conditions normales), mais suffisamment tout de même afin d'exacerber les contre-réactions. Le but est de se concentrer sur les couplages entre le primaire et le secondaire, d'étudier les contre-réactions qui se mettent en place lors d'une variation de puissance électrique et surtout de conclure sur leur validité par rapport au modèle 0D. Deux aspects sont à considérer pour cette étude :

- d'une part, il convient de comparer les résultats lorsque l'équilibre est atteint, pour vérifier la conformité des valeurs finales. Pour cette étude, les deux modèles sont comparés sur un créneau de puissance.
- d'autre part la partie transitoire doit également être étudiée, pour permettre de vérifier le bon comportement dynamique du système (retards ou dépassements). Nous analysons dans ce cas une rampe de puissance.

Dans les deux cas, quatre grandeurs sont étudiées : la puissance thermique du cœur, la puissance extraite par les générateurs de vapeur, la température moyenne du fluide primaire et la température de saturation dans les générateurs de vapeur.

3.4.1.1 Créneau de puissance

Le créneau de puissance choisi est un créneau partant de 100% PN et allant jusqu'à 85% PN . Les résultats sont présentés sur la Fig. 3.12. Les courbes en noir représentent les références. Pour la puissance thermique, cette référence est la référence de charge (puissance électrique brute divisée par le rendement, voir Section 2.3). Pour la puissance échangée au GV, il s'agit de la puissance équilibrant la référence de charge (voir Section 2.2.4). Pour la température moyenne primaire, il s'agit de la température cible correspondant à la référence de charge (voir Section 1.4.2.3).

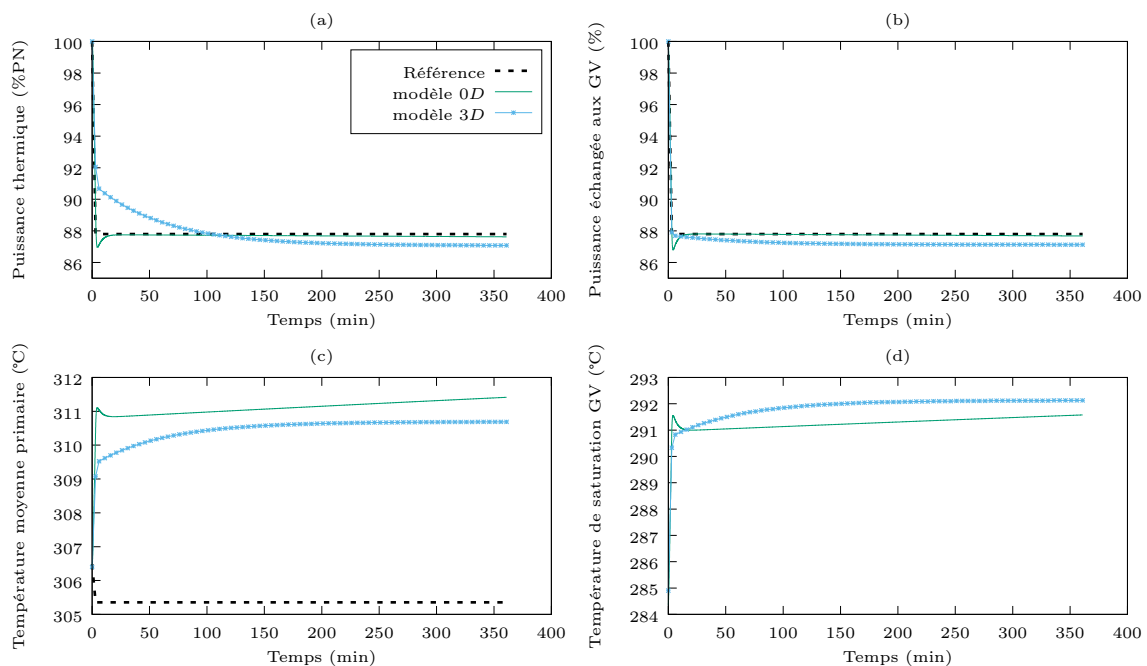


FIGURE 3.12 – Comparaison de grandeurs caractéristiques du cœur et du GV lors d'un créneau en dynamique libre, pour les différents modèles.

La Fig. 3.12 montre que les comportements sont globalement identiques. Cependant, un certain nombre de différences est tout de même à noter. Tout d'abord, le modèle 3D présente un fort retard au niveau de la puissance thermique. Lorsque la puissance électrique diminue, le débit de vapeur extrait du GV diminue, ce qui se manifeste par une augmentation de la température de saturation. En conséquence (Section 2.2.4), la puissance échangée aux GV baisse et la température moyenne dans le primaire augmente. Ainsi, par le jeu des contre-réactions neutroniques, la puissance thermique baisse à son tour. Dans le cas du modèle 3D, la température de saturation semble être bien actualisée, de même que la puissance échangée aux GV, mais la température du fluide primaire n'augmente pas autant que celle du modèle 0D. C'est la raison du retard de la baisse de puissance thermique. Bien que l'origine de cet écart de température moyenne ne soit pas explicitement connue, on peut supposer que cela provienne de biais dans le calcul de cette température. Sa détermination consiste en un bilan de puissance, en considérant les différents apports ou pertes d'énergie que subit le fluide primaire durant un tour de circuit (voir Section 2.2.4). Une mauvaise estimation des pertes et de la puissance des pompes, ainsi qu'une erreur sur le coefficient calorifique de l'eau ou encore

sur le volume de fluide primaire peuvent être à l'origine de cette différence. Il ne s'agit pas d'un problème de convergence, puisque le calcul de couplage primaire/secondaire est convergé dans tous les cas considérés. La convergence de la température de saturation entraîne, grâce au couplage primaire/secondaire la convergence des autres grandeurs à des valeurs proches de celles attendues. La dynamique libre du système lors de transitoires très rapides comme celui considéré ici n'est pas la priorité puisque ce type de variation de puissance n'est pas envisagé dans la suite.

Concernant les valeurs finales, les puissances sont proches de la référence et du modèle $0D$ (autour de $1\%PN$ de différence), de même que les températures (environ 1°C d'écart par rapport au modèle $0D$). Malgré le fait que le modèle de couplage pour le modèle $3D$ soit très simplifié, les valeurs finales sont donc tout à fait satisfaisantes.

3.4.1.2 Rampe de puissance

Le transitoire étudié est une rampe de puissance de même amplitude, point de départ et point d'arrivée que le créneau précédent, mais cette fois-ci, la baisse de puissance se fait à une vitesse de $0.5\%PN/min$. Il s'agit d'une vitesse volontairement choisie très lente, de telle sorte que le nombre de pas de temps soit grand. Le transitoire a ainsi une durée totale de 30 minutes. Les résultats sont présentés dans la Fig.3.13.

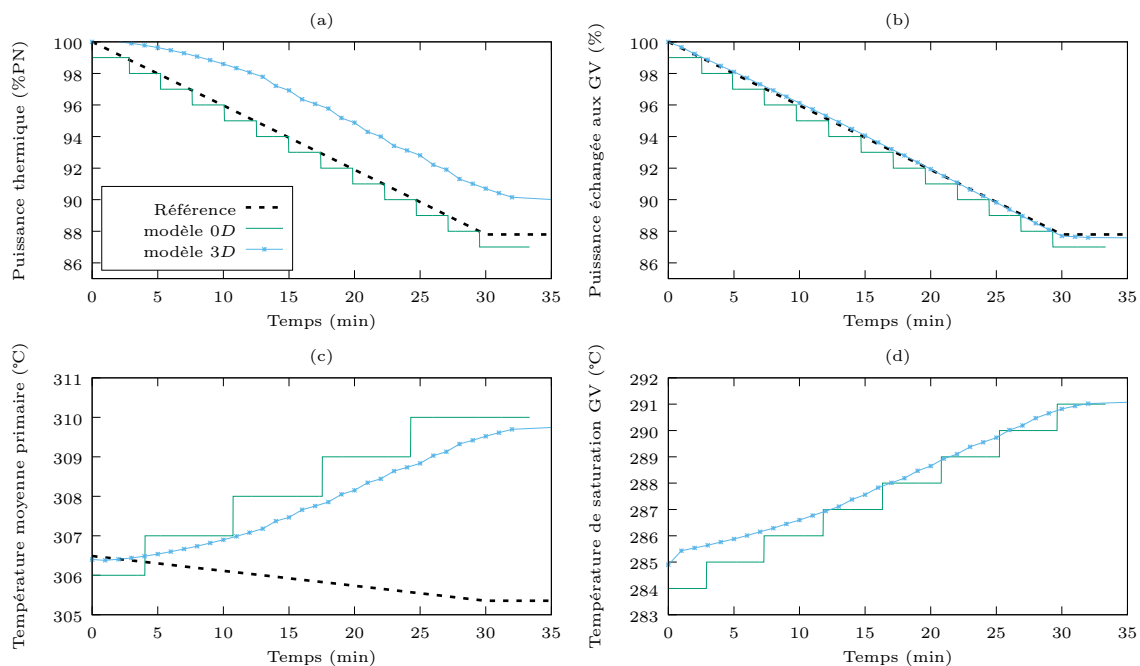


FIGURE 3.13 – Comparaison de grandeurs caractéristiques du cœur et du GV lors d'une rampe en dynamique libre, avec les différents modèles.

Les évolutions de la puissance échangée aux GV et de la température de saturation sont très proches des comportements attendus. Il n'en est pas de même pour la température moyenne et pour la puissance thermique qui présentent des différences par rapport au modèle $0D$. La température primaire est plus faible de quelques dixièmes de degré et la puissance thermique est par conséquent plus importante. L'écart entre la puissance thermique du mo-

dèle $0D$ et celle du modèle $3D$ est d'environ 2%PN. La température de saturation dans les GV et la puissance extraite par les GV étant hors de cause, plusieurs explications sont possibles. Des biais peuvent s'introduire dans l'estimation de la température moyenne, dont le principe de calcul résulte d'une suite d'hypothèses (voir Section 2.2.4). Le volume de fluide primaire joue également un rôle important dans cette estimation et pour lequel nous ne disposons que d'une estimation.

Néanmoins, les erreurs observées sur la Fig. 3.13 sont de l'ordre de quelques pour cent au maximum, ce qui est très satisfaisant. Les résultats restent tout à fait cohérents avec ceux du modèle $0D$ du point de vue du couplage entre le primaire et le secondaire.

3.4.2 Courbe de calibrage

La courbe de calibrage établit la position des GCP au cours du transitoire de puissance. Elle a donc un rôle primordial pour le suivi de charge, car elle conditionne toutes les actions effectuées par l'opérateur sur le GRT et sur le bore soluble. Les courbes de calibrage obtenues avec les deux modèles sont tracées Fig.3.14.

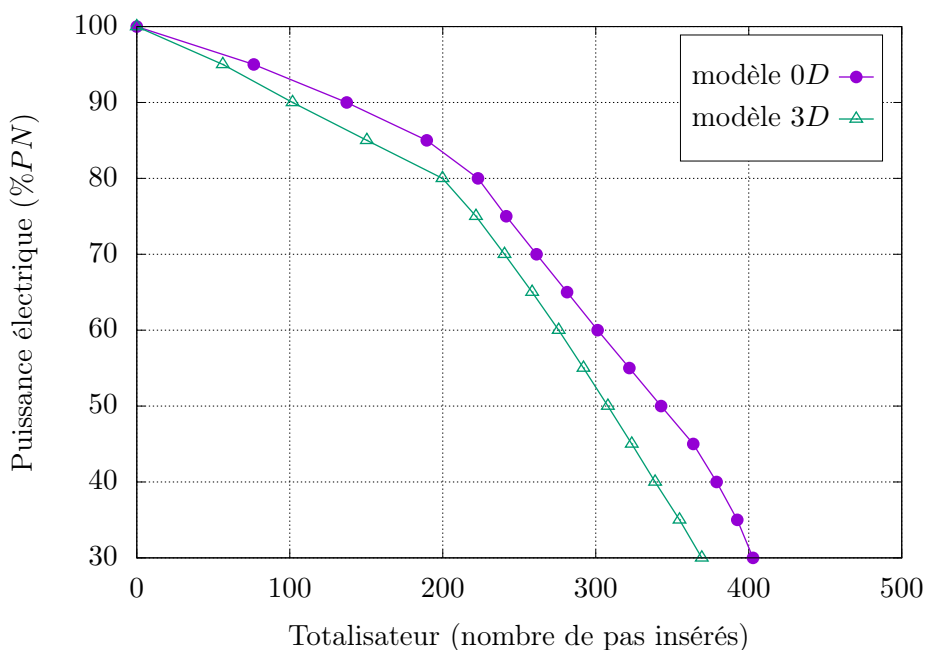


FIGURE 3.14 – Comparaison des courbes de calibrage obtenues grâce aux modèles $0D$ et $3D$.

Ces deux courbes ne sont pas identiques et une différence d'environ 30 pas au maximum est à noter entre elles. Cette différence n'est pas négligeable, mais une partie s'explique par la différence entre les épaissements considérés entre les deux modèles. Dans le cas du modèle $0D$, la courbe de calibrage est déterminée avec un cœur dont l'épuisement est de $150MWj/t$, tandis que pour le modèle $3D$ le cœur est en début de cycle. Or, la Fig.3.1 montre que plus l'épuisement d'un cœur est grand, plus le totalisateur est grand (à puissance équivalente). Cela n'explique toutefois pas un tel écart : la courbe de calibrage du modèle $0D$ correspond à la courbe obtenue avec le modèle $3D$ lorsque le cœur est environ en milieu de cycle. Cela signifie que les GCP sont moins insérés dans le cas du modèle $3D$. Il peut également y avoir

d'autres biais dans le calcul, au vu du nombre d'étapes nécessaires pour établir cette courbe de calibrage. Nous nous limitons dans la suite à quantifier l'effet de ces écarts. À priori, le fait que les GCP soient moins insérés devrait moins perturber la distribution axiale de puissance, l'utilisation du bore soluble ainsi que du GRT devrait donc être moins importante.

3.4.3 Transitoire de suivi de charge

Il s'agit ici d'étudier l'évolution du réacteur sur un transitoire typique de suivi de charge. La Fig.3.15 présente les comparaisons entre les deux modèles. Les grandeurs comparées sont la puissance thermique, la température moyenne du fluide primaire, la position des GRT et la concentration en bore soluble. La position des GCP n'est pas représentée ici, car elle est déterminée par la courbe de calibrage, déjà comparée au modèle *0D*.

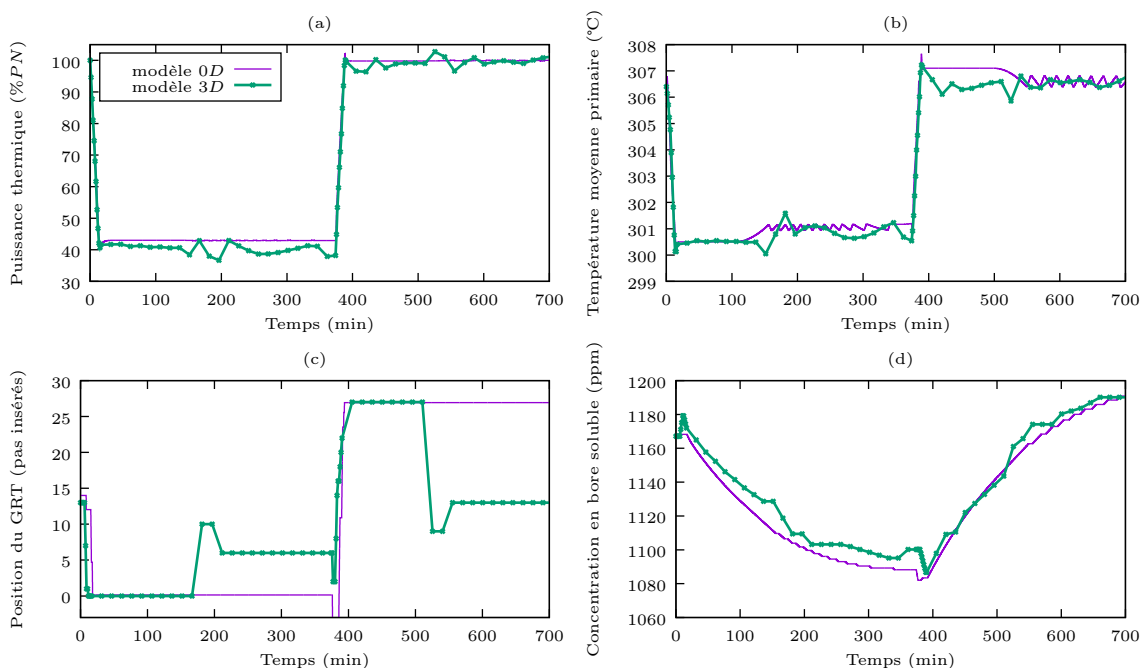


FIGURE 3.15 – Comparaison des modèles *0D* et *3D* lors d'un transitoire de suivi de charge typique.

Les courbes correspondantes aux évolutions de la puissance thermique, de la température moyenne et de la concentration en bore sont très similaires à celles du modèle *0D*. La puissance thermique et la température moyenne primaire fluctuent autour de leur valeur d'équilibre dans le cas du modèle *3D* en raison des actions de l'opérateur (Section 3.3). L'amplitude de ces fluctuations plus importante que dans le cas du modèle *0D* s'explique par la différence de pas de temps (15 minutes pour le modèle *3D* comparé à 2 secondes pour le modèle *0D*). Les valeurs moyennes sont néanmoins très proches, à la fois pour la température et pour la puissance. Le modèle *3D* présente cependant une puissance thermique plus faible durant le palier bas (quelques pour cent) qui s'explique par une différence de rendement de la tranche (il est interpolé dans le cas du modèle *3D* alors qu'il est estimé à chaque pas de temps dans le cas du modèle *0D*). Cette différence de rendement modifie la puissance thermique cible et donc la température de consigne qui est légèrement plus faible pour le modèle *3D*.

À noter que les effets des écarts entre les courbes de calibrages ne sont pas visibles sur les courbes étudiées. Il est donc légitime de supposer qu'ils sont négligeables. L'effet de la différence de taux de combustion entre les deux modèles se traduit par une concentration en bore plus importante dans le cas du modèle *3D*. Cette différence de concentration est de l'ordre de la centaine de ppm mais est compensée pour le tracé et n'est donc pas visible.

L'évolution de la position du GRT est également très similaire entre les deux modèles, même si les différences entre les deux modèles sont plus marquées que pour les autres valeurs comparées. La descente en puissance ainsi que le début de palier bas sont identiques entre les deux modèles. Les différences apparaissent à partir du temps $t = 150$ minutes. Les actions engagées par l'opérateur conjointement sur le bore et le GRT ont pour but de réguler la variation de l'*axial offset* (voir Section 3.3). L'opérateur ajuste ensuite la position du GRT dans le but de conserver un *axial offset* le plus proche possible de la valeur initiale, calculée à puissance nominale avec le GRT au milieu de sa bande de manœuvre.

Les différences que l'on observe lors de l'évolution du GRT sont ainsi dues à la régulation de l'*axial offset*, impossible à réaliser avec le modèle *0D*. Le comportement du modèle *3D* est finalement très satisfaisant puisqu'il reproduit l'évolution du modèle *0D*, qui possède une modélisation du circuit secondaire et de la partie conventionnelle beaucoup plus précise. Il va même au-delà, puisqu'il arrive à reproduire les actions auxquelles un opérateur pourrait avoir recours afin de réguler la température du fluide primaire et l'*axial offset*.

3.5 Analyse du comportement de l'opérateur fictif

La Section 3.4 montre que le modèle *3D* intégrant un opérateur fictif présente un comportement satisfaisant au regard du modèle *0D*. Il apparaît également que les actions engagées par l'opérateur fictif sont conformes aux attentes. Il est question dans cette section d'étudier l'influence de ce contrôle sur l'évolution du cœur, notamment des effets *3D* d'un contrôle plus ou moins fin de l'*axial offset*. Le principe de ce contrôle est de limiter l'écart entre le déséquilibre axial de puissance (ΔI) mesuré et un ΔI^{ref} , qui correspond à un *axial offset* constant. La valeur maximale autorisée de différence est notée $\Delta(\Delta I)_{max}$. Plus cette valeur de $\Delta(\Delta I)_{max}$ est importante, moins le contrôle de l'*axial offset* est précis. Le contrôle le moins précis correspond à $\Delta(\Delta I)_{max} = 20\%$, ce qui équivaut à un cas sans contrôle. La valeur de référence est prise égale à $\Delta(\Delta I)_{max} = 5\%$ et un contrôle correspondant à $\Delta(\Delta I)_{max} = 10\%$ est également étudié.

3.5.1 Étude *0D*

Cette section a pour but de commenter les choix de l'opérateur en fonction de la liberté laissée sur la variation du ΔI . La Fig.3.16 présente les évolutions de la puissance thermique, de la température moyenne du fluide primaire, de la position des GRT et de la concentration en bore soluble. Les courbes de référence pour la puissance thermique (puissance électrique divisée par le rendement) et pour la température moyenne primaire (température de consigne obtenue à partir de la puissance thermique de référence) sont ajoutées.

Les différentes grandeurs tracées sur la Fig. 3.16 sont très similaires pour les différents types de contrôles. L'amplitude de la bande de régulation de l'*axial offset* a donc peu d'effets sur les caractéristiques du pilotage. Une modification de la position des GRT dans le but de contrôler l'*axial offset* doit en effet être :

- soit précédée d'une modification de la concentration en bore ayant pour objectif de

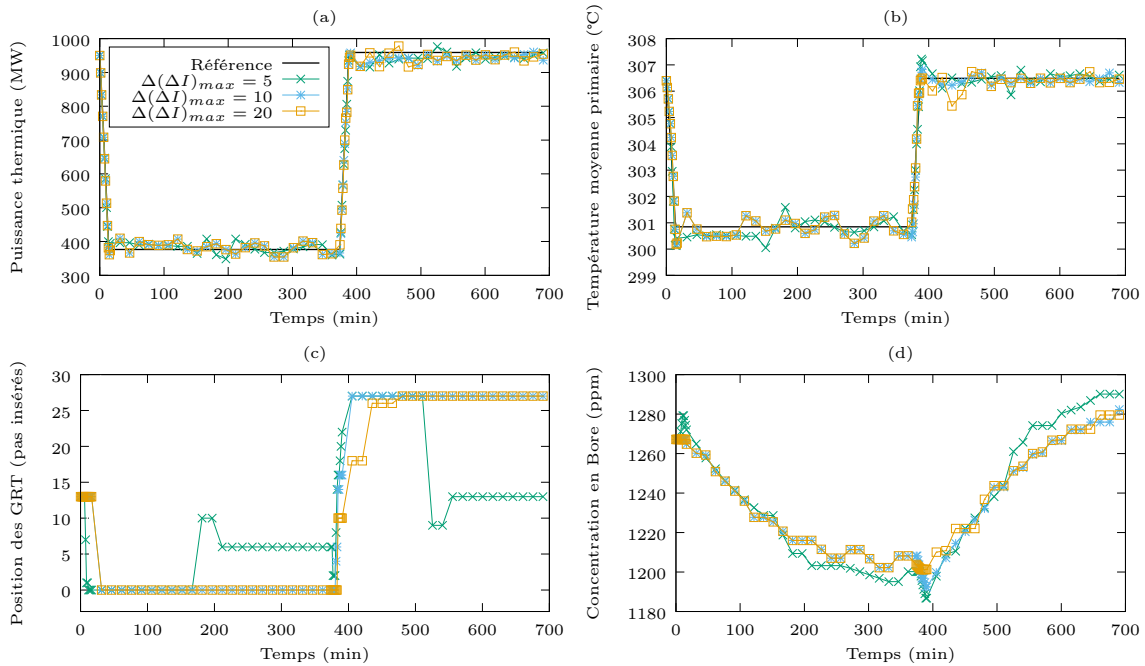


FIGURE 3.16 – Influence du choix du pilotage sur l'évolution du cœur lors d'un suivi de charge.

- faire sortir la température de sa bande morte, de telle sorte que le GRT la régule ;
- soit suivie d'un ajustement de la concentration en bore pour maintenir la température dans sa bande morte.

Dans la plupart des cas, il s'agit d'un équilibre entre le GRT et le bore pour réguler la température et l'*axial offset*, expliquant que la température et la puissance thermique ne présentent pas de grosses différences. Les principales différences se trouvent donc au niveau de l'évolution du GRT et du bore. L'évolution du GRT dans le cas sans contrôle est très similaire à l'évolution du GRT obtenue avec le modèle *0D*. Sans contrôle de l'*axial offset*, l'opérateur ne recentre pas le GRT qui reste au bord de la bande de manœuvre lors des paliers. En conséquence, la variation de la concentration en bore est moindre (l'insertion du GRT sur le palier bas et son retrait sur le palier haut ne sont plus à compenser). Des différences de position du GRT et de concentration en bore sont également à noter durant les phases de variation de puissance. Lors de la phase de descente, la borication est principalement motivée par un contrôle de l'*axial offset*, puisque cette augmentation n'a plus lieu lorsque $\Delta(\Delta I)_{max}$ augmente. Lors de la remontée, la dilution du bore permet la régulation de la température puisqu'elle est observable même dans le cas sans contrôle de l'*axial offset*.

Les évolutions du GRT et du bore calculés par le modèle *0D* durant le transitoire de suivi de charge sont donc reproduites par le modèle *3D* en réduisant le contrôle de l'*axial offset*, ce qui est très satisfaisant et appuie la pertinence du modèle *3D*. La température et la puissance restent similaires, quelque soit le type de contrôle, le paramètre important dans ce cas étant le pas de temps qui est fixé (Section 3.2.4.2).

3.5.2 Diagramme de pilotage

Cette section étudie les effets 3D du contrôle de l'*axial offset*. Nous analysons pour cela le diagramme de pilotage (défini au chapitre 1. Pour rappel, il correspond au tracé de la puissance thermique relative en fonction du déséquilibre axial de puissance. Ce diagramme permet à un opérateur de suivre l'évolution du cœur en cours de transitoire. La puissance et le *DPAX* sont en effet deux grandeurs accessibles par des mesures grâce à des capteurs situés dans et à proximité du réacteur. Le but du modèle 3D étant de reproduire l'évolution du réacteur à la façon d'un simulateur, le choix du diagramme de pilotage est pertinent.

La Fig. 3.17 présente le tracé dans ce diagramme de pilotage de l'évolution du cœur, avec les contrôles de l'*axial offset* correspondant à $\Delta(\Delta I)_{max} = 5\%$, $\Delta(\Delta I)_{max} = 10\%$ et $\Delta(\Delta I)_{max} = 20\%$. La droite rouge correspond à la limite du fonctionnement autorisé, les droites noires marquent la limite du domaine de fonctionnement possible, et la droite bleue (de référence) représente un *axial offset* constant. Plus le point courant (représentant la caractéristique du cœur) reste proche de cette droite, moins il y a de déséquilibre, donc plus l'état du cœur est stable a priori. Les droites en pointillés représentent des écarts de $\pm 5\%$ autour de la droite de référence. Les points A, B, C et D correspondent respectivement au début du transitoire, à la fin de la descente en puissance, au début et à la fin de la remontée en puissance.

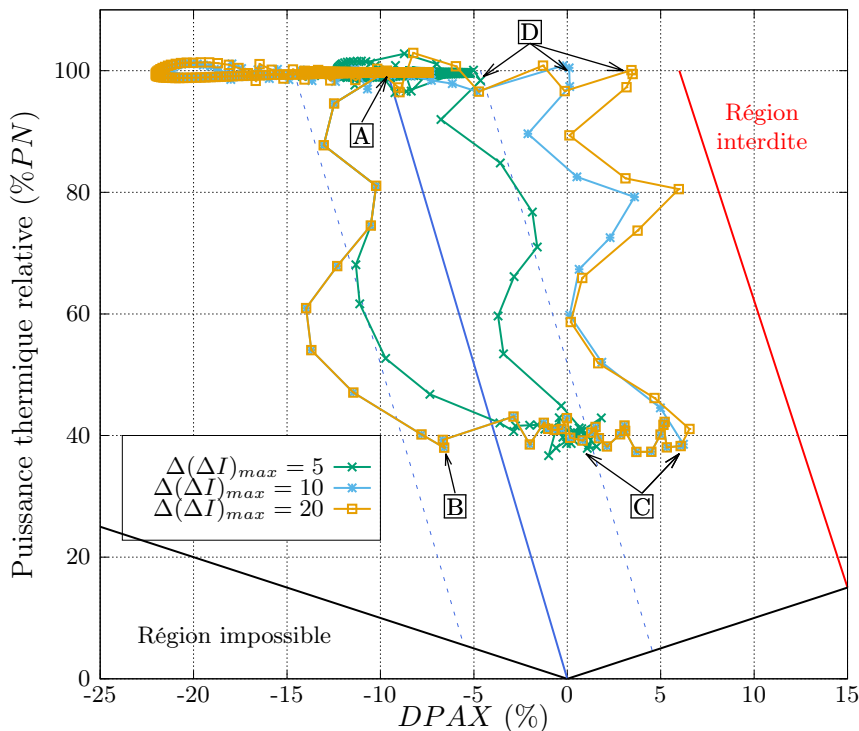


FIGURE 3.17 – Évolution de l'état du cœur dans le diagramme de pilotage pour les différents grains de contrôle de l'*axial offset*.

Au début de la descente en puissance, les trois courbes sont identiques (sur quelques points entre les points A et B). Le contrôle de l'*axial offset* ne diffère donc entre les trois pilotages qu'après la 6^{ème} minute, à partir du moment où les ΔI non régulés sortent de la

bande des $\pm 5\%$ autour de la référence. Avec le contrôle de l'opérateur, cette diminution du ΔI est maîtrisée et il reste dans la bande définie.

L'évolution du cœur montre ensuite une dérive du ΔI durant le palier bas. Dans le cas où le contrôle n'est pas activé, cette dérive est importante et le ΔI augmente jusqu'à atteindre des valeurs positives d'environ $5\%PN$. Elle est en revanche confinée dans la bande des $\pm 5\%$ autour de la référence lorsque l'opérateur régule le cœur. La forme observée durant la remontée est identique pour les trois tracés et est simplement décalée à droite pour les cas sans contrôle. Notons également que la seule différence entre les cas $\Delta(\Delta I)_{max} = 10\%$ et $\Delta(\Delta I)_{max} = 20\%$ se trouve lors de la remontée et qu'ils présentent un décalage de seulement quelques pour cent. Ces deux cas se rapprochent de la limite "interdite", indiquant que la régulation la plus précise de l'*axial offset* est nécessaire.

Le même raisonnement que celui pour le palier bas s'applique au palier haut, lors duquel les configurations avec un contrôle plus faible présentent une dérive importante vers les valeurs négatives (le ΔI est alors très négatif et vaut environ $-22\%PN$). Ces diagrammes de pilotage montrent que l'opérateur fictif est performant pour le maintien du déséquilibre de puissance dans la bande qui lui est allouée et qu'un cas sans contrôle est exclu au regard de la limite imposée par la sûreté.

Nous nous attachons maintenant à commenter la forme générale des trois tracés et plus particulièrement les formes en «S» observables lors de la descente et de la remontée en puissance. Les formes très similaires des trois configurations indiquent que le pilotage est peu influent durant ces phases transitoires. Le temps nécessaire aux phases de variations de puissance étant très court (15 minutes pour chaque rampe) cet effet ne peut pas être dû à la variation du xénon. Il s'agit en fait d'un effet des GCP, caractéristique de l'insertion des différents groupes et lié aux recouvrements entre ces groupes [48]. La Fig.3.18 met en regard l'évolution temporelle de l'efficacité différentielle et la variation de l'*axial offset*.

Ces deux évolutions sont liées, indiquant que l'insertion des GCP joue effectivement un rôle dans la forme en «S» du diagramme de pilotage. L'insertion d'une barre de commande a pour effet dans un premier temps de déplacer la puissance vers le bas (réduction de la puissance dans le haut du cœur). Cette diminution de l'*axial offset* se poursuit tant que la barre n'a pas atteint la moitié du cœur. Lorsque la barre commence son insertion dans la partie basse, la distribution de puissance remonte, et ce phénomène est accentué par la redistribution de puissance. Ainsi, lorsque la barre est complètement insérée, il est possible que l'*axial offset* soit plus important qu'avant l'insertion. Pour compenser ce phénomène, le groupe suivant doit s'insérer lorsque la distribution de puissance commence à basculer vers le haut du cœur pour garder un *axial offset* stable. La cote de barre qui correspond au basculement de la puissance vers le haut du cœur est proche de celle correspondant à l'efficacité maximale de la barre. Ainsi, il y a une forte corrélation entre la variation de l'*axial offset* et la variation de l'efficacité différentielle. Néanmoins, ces courbes ne sont pas exactement superposables. D'autres effets doivent donc être pris en compte, comme le GRT et le bore. Ils commencent à être utilisés après le 4 me pas de temps et contribuent à ramener l'*axial offset* vers des valeurs plus proches de 0. Ils sont vraisemblablement à l'origine de la baisse (en valeur absolue) importante de l'*axial offset*   la fin de la descente en puissance ($t = 14$ minutes) puisque l'efficacité différentielle ne présente pas de diminution aussi prononcée.

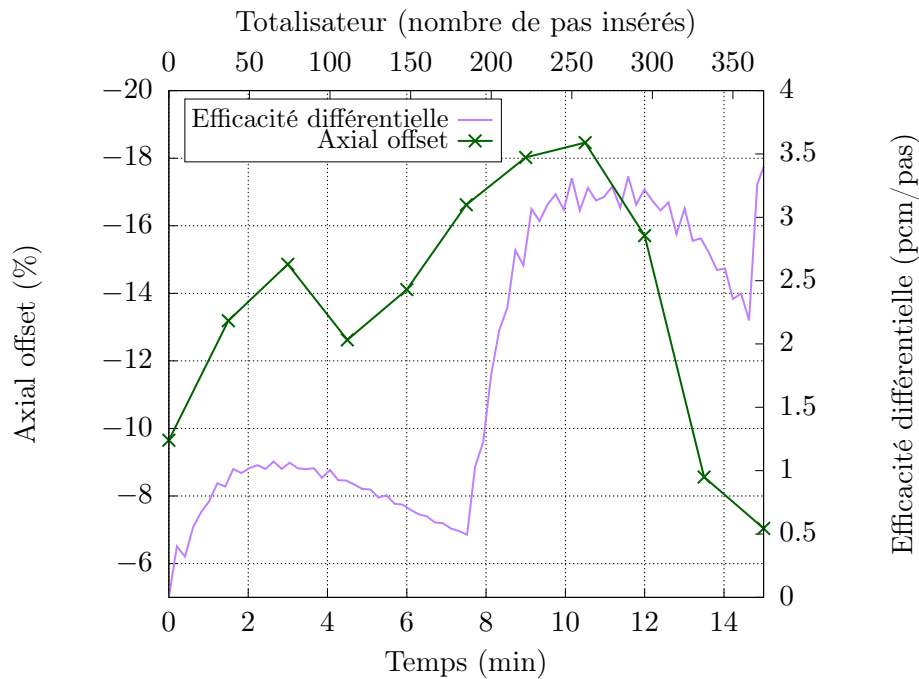


FIGURE 3.18 – Mise en regard de la variation de l'efficacité différentielle et de l'*axial offset* durant la descente en puissance.

3.5.3 Poisons gazeux

Les poisons gazeux, qui sont des produits de fission, présentent un risque vis-à-vis de la stabilité du cœur (voir Section 2.1.1.3). Pour étudier la problématique des oscillations xénon, Shimazu [95] propose de tracer la caractéristique du cœur dans un diagramme intégrant les notions d'hétérogénéités axiales induites par le xénon et l'iode.

Ce diagramme, appelé diagramme de Shimazu, est formé des axes $AO_P - AO_X$ en abscisse et $AO_I - AO_X$ en ordonnée. AO_K étant l'*axial offset* de la grandeur K , pouvant être la puissance ($K = P$), la concentration en xénon ($K = X$), ou la concentration en iode ($K = I$). Les contre-réactions ayant lieu peuvent être de nature instable en augmentant l'écart entre l'*axial offset* de puissance et de concentration xénon, les différences entre les *axial offset* de concentration d'iode et de xénon accentuant le phénomène. En traçant ces différences d'*axial offset*, on arrive à observer les oscillations, et à prédire si elles sont stables ou instables. Dans [95], les *axial offset* de xénon et d'iode sont définis par l'*axial offset* de puissance calculé avec les puissances dans les parties hautes et basses du cœur et obtenues à l'équilibre si la concentration en xénon ou en iode est maintenue au niveau observé dans ces régions. Cette définition permet de ne comparer que des *axial offset* de puissance. Les évolutions des concentrations de xénon et d'iode pour une puissance relative et donc un flux ϕ donné (cf. Section 2.6) sont données dans les parties hautes et basses du cœur par :

$$\begin{cases} \frac{dI_l}{dt} = \gamma_I \Sigma_f \phi P_{r,l} - \lambda_I I_l \\ \frac{dX_l}{dt} = \gamma_X \Sigma_f \phi P_{r,l} + \lambda_I I_l - (\lambda_X + \sigma_X \phi P_{r,l}) X_l \end{cases} \quad (3.1)$$

σ_X représente la section efficace microscopique de capture du xénon, et Σ_f la section efficace macroscopique de fission. Les constantes de décroissance sont notées λ , et les rendements sont notées γ . P_r représente la puissance relative, et l'indice l peut valoir h ou b représente le haut ou le bas du cœur.

Ainsi, à l'équilibre, les puissances relatives valent dans les deux régions du cœur (indice l) et pour les deux isotopes (exposant i où x) :

$$\begin{cases} P_{r,l}^i = \frac{\lambda_I I_l}{\gamma_I \Sigma_f \phi} \\ P_{r,l}^x = \frac{\lambda_X X_l}{(\gamma_X + \gamma_I) \Sigma_f \phi - \sigma_X \phi X_l} \end{cases} \quad (3.2)$$

Ces puissances calculées à l'équilibre et dans les deux parties du cœur servent à calculer les *axial offset* de xénon et d'iode. On obtient donc après simplification pour l'*axial offset* d'iode :

$$AO_I = \frac{I_h - I_b}{I_h + I_b}$$

C'est la définition que nous adoptons et qui correspond à l'*axial offset* de concentration. Pour le xénon, l'*axial offset* s'écrit avec la définition tirée de [95] :

$$AO_X = \frac{(\gamma_X + \gamma_I) \Sigma_f (X_h - X_b)}{(\gamma_X + \gamma_I) \Sigma_f (X_h + X_b) - 2\sigma_X X_h X_b}$$

Cette définition s'avère peu pratique, puisqu'il faut calculer les sections efficaces macroscopiques de fission et microscopiques de capture de xénon, sachant que ces sections efficaces varient en fonction du flux et d'autres paramètres. Une analyse en ordre de grandeur donne :

- Σ_f est de l'ordre de 10^{-1}cm^{-1}
- les rendements de fission sont de l'ordre de 10^{-1}
- σ_X est de l'ordre de 10^{-18}cm^{-2}
- les concentrations sont de l'ordre de 10^{15}cm^{-3}

Le premier terme du dénominateur est donc supérieur d'un ordre de grandeur ou plus au second terme. Ce second terme peut donc légitimement être négligé, et on se ramène à la définition de l'*axial offset* de concentration.

La Fig.3.19 présente les diagrammes de Shimazu pour les différents modes de pilotage. Le transitoire de suivi de charge précédent est prolongé pour atteindre 48 heures de palier haut. Après le temps limite de 700 minutes néanmoins, plus aucun contrôle n'est effectué sur le cœur et il évolue donc librement. Les points A , B , C et D représentent le début du transitoire, la fin de la descente en puissance, le début et la fin de la remontée en puissance. Le point E marque la fin des contrôles, et le début du transitoire libre.

De façon générale, la Fig. 3.19 montre que :

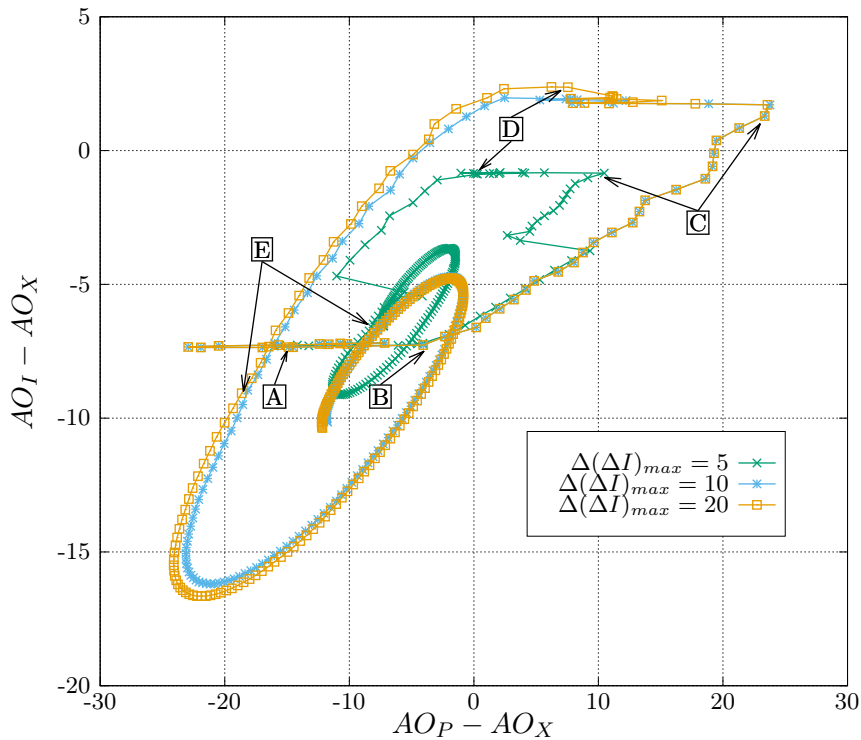


FIGURE 3.19 – Étude des oscillations xénon grâce au diagramme de Shimazu pour les différents grains de contrôle de l'*axial offset*.

- L'évolution de la caractéristique représente une ellipse convergente (oscillation stable) dans tous les cas.
- Le centre de l'ellipse (état final) dépend de l'état d'insertion ou de retrait des moyens de contrôle du cœur.
- Le tracé du diagramme peut être "chahuté" durant le transitoire de suivi de charge en raison des insertions/retraits des barres de commande, qui peuvent déplacer de façon importante le centre de l'ellipse, et provoquent donc des «sauts».
- L'ellipse n'est visible que si la dynamique est libre, c'est-à-dire si les moyens de contrôle sont fixes (à partir du point E sur la figure).
- Le sens de tracé des ellipses se fait toujours dans le sens trigonométrique (antihoraire).

Ce dernier point ne semble pas immédiat et nous proposons de le montrer à partir d'un raisonnement simple. Sans perte de généralité, considérons que le centre de l'ellipse se trouve au centre du repère (0,0). On différencie les quatre cas suivants :

$AO_P - AO_X > 0$: la répartition du xénon étant plus basse que celle de la puissance, l'*axial offset* de puissance a tendance à augmenter, car l'empoisonnement se fait par le bas (et ce même si les deux *axial offset* ne sont pas négatifs). Comme la puissance se déplace vers le haut, l'*axial offset* d'iode également. De plus, le temps caractéristique plus long du xénon indique qu'il évolue peu dans un premier temps, donc le point caractéristique se déplace vers le haut du diagramme ($AO_I - AO_X$ croissant)

$AO_P - AO_X < 0$: le raisonnement est le même que précedemment, mais inversé. Le point caractéristique se déplace alors vers le bas du diagramme.

$AO_I - AO_X > 0$: la répartition de l'iode étant plus haute que celle du xénon, cette dernière a tendance à augmenter par la désintégration de l'iode. Cela provoque une baisse de l'*axial offset* de puissance par empoisonnement. On en déduit que $AO_P - AO_X$ diminue, et le point caractéristique se déplace donc vers la gauche du diagramme.

$AO_I - AO_X < 0$: le raisonnement est le même que précedemment, mais inversé. Le point caractéristique se déplace alors vers la droite du diagramme.

De façon plus générale, notons $(AO_P^o - AO_X^o, AO_I^o - AO_X^o)$ le centre de l'ellipse, et considérons par exemple que :

$$AO_P - AO_X > AO_P^o - AO_X^o$$

Cela signifie que :

$$AO_P - AO_P^o > AO_X - AO_X^o$$

et donc que l'*axial offset* de puissance est plus haut (ou moins bas) par rapport à sa référence que ne l'est l'*axial offset* de xénon par rapport à la sienne. Le résultat est donc le même que pour l'étude de cas : dans l'exemple, la puissance est déplacée vers le haut en raison du différentiel d'empoisonnement.

Ces différents cas permettent de conclure que les ellipses sont toutes tracées dans le même sens (trigonométrique).

De la même façon que pour le diagramme de pilotage, l'aire balayée par le point caractéristique du cœur contrôlé le plus finement est plus faible que les autres. Les courbes correspondant aux deux autres modes de régulation sont en revanche similaires. Si l'*axial offset* de puissance est peu perturbé, il en est de même des *axial offset* de concentrations en poisons. Le diagramme de Shimazu permet également d'évaluer la vitesse de retour à l'équilibre, caractérisée par la vitesse de convergence des ellipses. L'étude de cette vitesse de convergence est pertinente dans la mesure où elle ne semble pas liée à l'aire couverte par le diagramme durant le transitoire de puissance. Par exemple, les courbes bleues et jaunes semblent avoir une vitesse de convergence proche de la courbe en vert, alors que leurs amplitudes sont bien supérieures avant le point E . Cette vitesse de convergence dépend des modifications subies par le cœur en cours de transitoire, et de son état en entamant le palier haut. Des études supplémentaires seraient néanmoins nécessaires pour identifier les paramètres influents sur cette vitesse de convergence.

Les différences entre la courbe verte d'un côté et bleue et jaune de l'autre, sont dues principalement aux deux sauts visibles sur la courbe verte (entre les points B et C et après le point D), et qui correspondent aux recentrages du GRT engagé par l'opérateur : ce déplacement, en plus d'empêcher une dérive de l'*axial offset*, limite les amplitudes des oscillations xénon. Cette observation est vraie à la fois sur le palier bas, et sur le palier haut.

3.6 Conclusion

Le schéma de calcul développé s'appuie sur le modèle 3D multi-physique et multi-échelle de centrale de type REP1300 proposé au Chapitre 2. Il permet de simuler un transitoire de suivi de charge effectué par ce type de centrale. La modélisation intègre un opérateur fictif chargé de piloter la centrale durant le transitoire de suivi de charge. Le comportement physique du modèle est tout à fait satisfaisant par comparaison à un modèle 0D basé sur des données issues

de mesures sur site et intégrant une modélisation plus précise de la partie secondaire. Cette comparaison s'appuie sur le suivi de grandeurs comme la puissance thermique, la température moyenne du fluide primaire et les moyens permettant de la contrôler comme le groupe de régulation de la température ou la concentration en bore soluble. Cette comparaison est illustrée en Fig. 3.20.

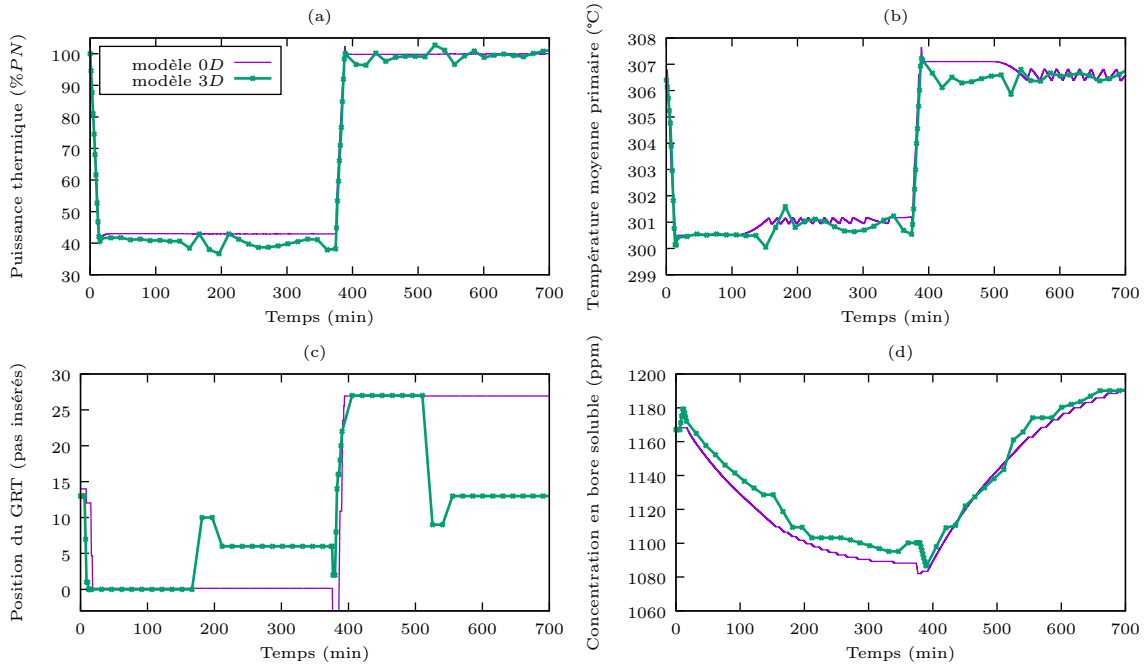


FIGURE 3.20 – Comparaison des modèles 0D et 3D lors d'un transitoire de suivi de charge typique.

La courbe de calibrage établie avant le transitoire de puissance par le modèle 3D présente une différence d'une trentaine de pas par rapport à celle utilisée par le modèle 0D qui provient d'essais sur site. Cet écart non négligeable n'a cependant pas d'effets significatifs sur les grandeurs analysées en cours de transitoire de suivi de charge. En effet, les grandeurs présentées en Fig. 3.20 présentent des écarts de quelques pour cent au maximum entre les deux modèles, ce qui est très satisfaisant et justifie le bon comportement du modèle 3D. Un point d'amélioration possible cependant est le temps de calcul. Des études préliminaires (voir Annexe D) sont effectuées pour analyser plusieurs voies possibles de réduction du coût de la simulation, mais elles ne sont pas concluantes dans le cadre de ce travail. Elles restent néanmoins pertinentes et peuvent être reprises pour d'autres travaux ultérieurs.

Deuxième partie

Optimisation du comportement du réacteur lors d'un transitoire de suivi de charge



Résumé de la partie

Cette seconde partie se consacre à l'optimisation de la manoeuvrabilité de la centrale, c'est-à-dire à la minimisation de certains critères représentatifs de son comportement en suivi de charge. Dans un premier temps, le formalisme des problèmes d'optimisation est défini. Un état de l'art des métaheuristiques disponibles est ensuite réalisé pour conduire au choix d'un algorithme évolutionnaire (EA) mono-objectif de type $(1 + \lambda)$ -EA, et d'un algorithme multiobjectif basé sur une méthode de décomposition de type MOEA/D. Ces algorithmes sont choisis pour leur convergence rapide sur ce type de problèmes, car on rappelle que le temps de calcul de chaque solution au regard du temps de simulation total n'autorise que très peu d'évaluations. Un aperçu d'autres travaux d'optimisation de centrales nucléaires est en outre proposé. Les variables ajustables pour ce problème correspondent aux paramètres de barres : recouvrements entre GCP, vitesses d'insertion, bande morte de température et bande de manoeuvre du GRT. La conception se base sur la modélisation du réacteur développé dans la Partie I, considérée comme une fonction d'évaluation boîte noire. Les deux critères de performances sont : le critère *axial offset* (image du diagramme de pilotage) et le volume d'effluents produit par l'opérateur lors du pilotage au cours du transitoire. La minimisation de ces deux critères a priori contradictoires permet ainsi de réduire à la fois les perturbations axiales induites sur le cœur par le déplacement des grappes de commande, et l'utilisation du bore soluble, dont les effluents qui en résultent sont coûteux à retraiter et limitants en termes de manoeuvrabilité.

Une analyse fine des algorithmes identifiés est proposée, permettant d'une part la compréhension des performances des algorithmes et d'autre part le réglage des paramètres des algorithmes. Cette analyse fait partie d'une méthodologie de conception et de réglage des algorithmes et elle est utilisable en dehors du cadre strict de la thèse, car généralisable aux autres problèmes du même type. La première phase d'optimisation mono-objective permet pour l'essentiel de configurer l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA et tout particulièrement ces paramètres de mutation. Deux analyses sont pour cela menées : une première, classique, d'étude de sensibilité des paramètres, et l'autre plus originale d'étude du paysage de fitness qui décrit la géométrie du problème d'optimisation et réduit potentiellement le coût de calcul pour le réglage des paramètres. Cette étude conclut que dans le cas d'un environnement massivement parallèle, et pour une fonction d'évaluation très coûteuse, les paramètres de mutation associés à la structure la plus rugueuse doivent être préférés, contrairement à la recommandation habituelle pour ce type d'algorithmes. L'analyse des solutions obtenues en mono-objectif montre finalement la nécessité d'une optimisation bi-objective.

Les paramètres de l'algorithme bi-objectif sont ajustés dans un premier temps. Les résultats montrent que dans le cas d'un faible nombre de générations, les communications entre sous-problèmes ne doivent pas être limitées. Une fonction d'agrégation de type norme infinie est en outre choisie. Dans le but de répondre à la problématique de solutions performantes tout au long du cycle, plusieurs optimisations à différents taux de combustion sont réalisées, et l'analyse des fronts de Pareto obtenus, ainsi que leur évolution au cours du cycle permettent de trouver des solutions qui réduisent les critères de la solution actuelle durant tout le cycle d'exploitation. Ces solutions sont finalement analysées et commentées en détail d'un point de vue physique.



De l'état de l'art à la mise en pratique : buts et méthodes de l'optimisation

Le but de cette étude est d'optimiser le comportement de la centrale nucléaire présentée dans le Chapitre 1 lors d'un transitoire de puissance de type suivi de charge. Le comportement de la centrale est amélioré vis-à-vis des critères identifiés dans le Chapitre 1 et le modèle développé dans les Chapitres 2 et 3 permet de les calculer. Les paramètres ajustables, qui sont réellement les leviers de l'optimisation sont définis dans le Chapitre 1 et concernent les principales caractéristiques des groupes de barres de contrôle. Nous rappelons dans ce chapitre quelques définitions relatives à l'optimisation et quelques méthodes génériques d'ajustement des paramètres des algorithmes, puis présentons un état de l'art des algorithmes existants de type métaheuristique [44]. Ensuite, nous passons en revue quelques exercices d'optimisation de centrales nucléaires existants, avant de définir les algorithmes utilisés dans cette étude.

4.1 Optimisation mono- et multiobjective

Intuitivement, la résolution d'un problème d'optimisation consiste à trouver la ou les meilleures solutions qui minimisent (ou de manière équivalente maximisent) un, dans le cas de l'optimisation mono-objective, ou plusieurs, dans le cas de l'optimisation multiobjective, critères donnés. Si aucune hypothèse et information supplémentaire sur le ou les critères ne sont connues lors de la résolution, on parle d'optimisation boîte noire. En optimisation boîte noire, une méthode de résolution ne peut donc utiliser aucune information autre que la connaissance des solutions potentielles et la valeur du ou des critères qui est calculée par une fonction d'évaluation. Par opposition, l'optimisation boîte grise suppose connaître au moins partiellement la définition du problème d'optimisation. La modélisation d'un problème en un problème d'optimisation boîte noire est très souple et n'exige de la part du modélisateur que la définition de l'ensemble des solutions possibles au problème et du ou des critères qui relatent la valeur de ces solutions potentielles. Dans tout cette thèse, nous adoptons le point de vue de l'optimisation boîte noire aussi bien pour les méthodes de résolution que pour les méthodes d'analyse de ces problèmes. De même, tous les travaux de ce manuscrit portent sur l'optimisation combinatoire, aussi appelée optimisation discrète, c'est-à-dire lorsqu'il s'agit de trouver une ou plusieurs solutions dans un ensemble discret qui est très souvent de cardinalité finie. Dans ce contexte, les méthodes de résolution consistent à énumérer et tester un certain nombre de solutions potentielles au problème. Cette section pose les définitions des optimisations mono- et multiobjective et les méthodes stochastiques de résolution et plus particulièrement les métaheuristiques seront introduites dans 4.3.

4.1.1 Optimisation mono-objectif

Un problème d'optimisation mono-objectif est un couple (X, f) où X est un ensemble de solution potentielle au problème et $f : X \rightarrow \mathbb{R}$ est une fonction qui associe à chaque solution potentielle un nombre réel. L'ensemble X est appelé espace de recherche et la fonction f est appelée fonction d'évaluation ou encore fonction de fitness. L'image de X par f est l'espace des solutions (ou espace objectif). Lorsque l'ensemble X est discret, le problème d'optimisation est dit combinatoire. Résoudre un problème d'optimisation mono-objectif consiste à trouver la ou les meilleures solutions selon l'unique fonction d'évaluation f , c'est-à-dire pour un problème de minimisation, déterminer l'ensemble optimal X^* :

$$X^* = \operatorname{argmax}_{x \in X} f(x)$$

Dans la suite, sauf mention contraire, les problèmes d'optimisation sont des problèmes de minimisation. Pour un problème de maximisation, on pourra de manière équivalente minimiser la fonction opposée $-f$. La recherche de l'ensemble optimal est parfois trop «stricte» et souvent une «bonne» solution au problème peut être attendue, c'est-à-dire une solution proche de l'optimalité, la qualité de l'approximation désirée étant jugée par l'utilisateur final. Dans ce document, nous nous plaçons dans le cadre de l'optimisation boîte noire qui ne requiert aucune connaissance particulière sur le problème d'optimisation. Seule la connaissance de $x \in X$ et $f(x)$ sont à priori utilisées par les méthodes de résolution et de leur étude. Néanmoins, même si l'optimisation boîte noire n'exige aucune connaissance supplémentaire sur le problème à résoudre, très souvent les méthodes d'optimisation formulent des hypothèses implicites. En effet, intuitivement, une permutation aléatoire des valeurs de fitness des solutions d'un espace de recherche X conduit à définir un problème d'optimisation aléatoire et sans structure où

il y a peu de chance de concevoir une méthode plus efficace qu'une méthode de recherche aléatoire. Tout l'art des méthodes d'optimisation consiste à exploiter la structure conjointe de l'espace de recherche X et de la fonction d'évaluation f .

4.1.2 Optimisation multiobjective

Il n'est pas rare qu'un problème réel comporte en réalité plusieurs critères à satisfaire. Par exemple, on peut imaginer qu'il faut améliorer l'efficacité aérodynamique et le poids des ailes d'un avion et cela surement conjointement avec l'efficacité d'une autre partie de l'avion ; ou encore diminuer le temps de parcours des voitures dans le centre d'une ville conjointement à la réduction des émissions polluantes dans la journée et aux heures de pointe, etc. La transposition d'un problème réel en un problème d'optimisation mono-objective, même boite noire, devra proposer, a priori avant toute résolution, une agrégation pertinente de ces critères en une fonction objectif qui associe un seul nombre réel à chaque solution potentielle. La transposition en problème d'optimisation multiobjectif offre une souplesse supplémentaire en différant le moment où l'on décide de l'importance relative des objectifs. L'optimisation multiobjective s'inscrit dans un processus de décision. Un décideur modélise le problème en exprimant plusieurs critères, aussi appelés objectifs, souvent contradictoires dont, a priori, il ne peut pas ou ne veut pas donner une classification, une hiérarchisation ou une pondération afin de ne pas, par exemple, introduire de biais dans les solutions finales trouvées. Typiquement, les objectifs sont souvent relatifs à des notions de qualité et de c ut. Ensuite, la résolution du problème multiobjectif apporte non plus une solution mais un ensemble de solutions qui optimisent conjointement l'ensemble des objectifs. Le décideur peut alors étudier les solutions obtenues à postériori de la résolution, et selon le contexte sélectionner une solution particulière. La modélisation multiobjective apporte donc une souplesse dans la modélisation et une meilleure connaissance sur le problème par l'analyse à postériori d'un ensemble de solutions possibles, mais oblige le décideur à une étape supplémentaire d'analyse. L'optimisation multiobjective est de plus souvent d'une plus grande complexité (temps de résolution plus long par exemple). Formellement, un problème d'optimisation multiobjective se distingue de l'optimisation mono-objective par l'espace d'arrivée de la fonction d'évaluation. Un problème d'optimisation multiobjectif est un couple (X, F) où X est l'ensemble des solutions potentielles, l'espace de recherche aussi appelé espace de décision dans ce cas, et $F : X \rightarrow \mathbb{R}^n$ est la fonction qui associe à chaque solution un vecteur de dimension $n > 2$ de nombres réels correspondant aux valeurs des objectifs. Lorsque l'espace X est discret, l'optimisation est dite combinatoire et l'optimisation peut être aussi boite noire lorsqu'aucune information supplémentaire n'est fournie lors de la résolution. Les composantes de la fonction F sont appelées les objectifs ou encore critères, chacun peut être minimisé ou maximisé. Dans la suite, les objectifs seront tous minimisés. L'image de X par F est nommé l'espace objectif par opposition à l'espace de décision. Comme pour l'optimisation mono-objective, nous nous intéressons dans ce travail à l'optimisation combinatoire boite noire. En optimisation multiobjective, la notion d'optimalité repose sur la relation de dominance de Pareto entre les solutions, définie à partir d'un ordre (strict) partiel dans l'espace objectif :

Definition 1 Une solution $x \in X$ domine une solution $x' \in X$, et on le note $x \prec x'$, si et seulement si $\forall k \in [1, d] f_k(x) \leq f_k(x')$ et $\exists j \in [1, d], f_j(x) < f_j(x')$. Si $x \not\prec x'$ et $x' \not\prec x$, alors les solutions x et x' sont dites mutuellement non-dominées ($x \parallel x'$). Lorsqu'une solution est strictement meilleure qu'une autre pour tous les critères, on parle de dominance forte ($\prec\prec$), et si au contraire aucun des critères n'est strictement meilleure que pour l'autre solution on

parle de dominance faible (\preceq).

Il est alors possible de définir une notion d'optimalité d'une solution comme étant une solution non dominée vis-à-vis de toutes les autres solutions :

Definition 2 Une solution $x \in X$ est *Pareto-optimale* ou non dominée si et seulement si $\forall x' \in X, x \not\preceq x'$.

Sauf cas particulier, contrairement au cas mono-objectif, il n'existe pas une unique solution optimale pour un problème d'optimisation multiobjectif mais il existe plusieurs solutions non dominées, ou Pareto optimales. Chaque solution Pareto optimale exprime un compromis particulier entre les objectifs. L'optimalité d'un problème d'optimisation multiobjectif est un ensemble de solutions :

Definition 3 L'ensemble des solutions non dominées (Pareto optimales) est appelé l'ensemble Pareto optimal. L'image de cet ensemble par la fonction d'évaluation F est appelé le front de Pareto.

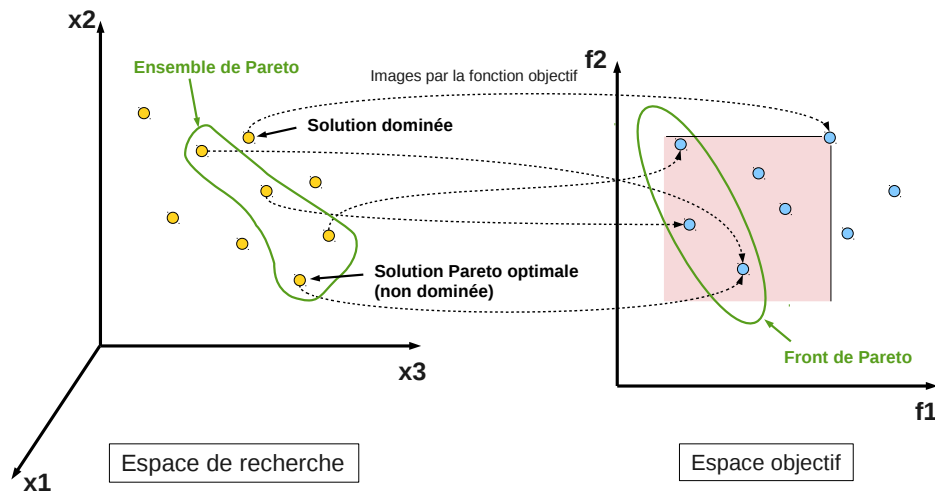


FIGURE 4.1 – Illustration des notions de solution dominée et non dominée, de l'ensemble de Pareto et du front de Pareto. Cas d'une minimisation des critères pour une optimisation bi objectif.

La Fig. 4.1 illustre de manière simplifiée ces notions de solution dominée, d'ensemble de Pareto et de front de Pareto. La résolution d'un problème multiobjectif consiste à trouver l'ensemble Pareto optimal. Néanmoins, suivant la difficulté des problèmes à résoudre, il est commun de se contenter d'une approximation de cet ensemble, de cardinalité plus petite et dont la qualité en termes d'approximation du front de Pareto, c'est-à-dire de proximité de l'image des solutions trouvées au front de Pareto, et en termes de diversité, c'est-à-dire la répartition des images des solutions trouvées sur le front de Pareto, sont définies par le décideur. Il existe plusieurs indicateurs permettant de mesurer la qualité d'une approximation. Ces indicateurs peuvent soit caractériser la performance d'un front, soit comparer deux fronts entre eux. Un des indicateurs les plus utilisés pour caractériser un front est l'hypervolume [115], noté I_H qui représente le volume dans l'espace objectif couvert par le front de Pareto, par rapport à un point de référence. Dans le cas où les critères sont minimisés, ce point de référence peut être choisi à l'origine du repère. Dans ce cas-là, l'hypervolume est défini comme le volume formé par la réunion de tous les parallélépipèdes formés par la projection des points

du front sur les axes. Dans le cas d'une recherche bi critère, ces parallélépipèdes sont en fait des rectangles, dont les diagonales sont formées par les points du front et le point origine. Toujours dans le cas de la minimisation des critères, plus cet indicateur est petit, meilleur sera le front. Pour comparer deux fronts entre eux ensuite, il est possible dans un premier temps d'étendre la relation de domination définie pour les solutions, et on définit ainsi plusieurs niveaux de domination. Considérons deux front A et B par exemple. On dit que A domine strictement B ($A \prec\prec B$) si toute solution de B est dominée strictement par au moins une solution de A , que A domine B ($A \prec B$) si toute solution de B est dominée par au moins une solution de A , et que A domine faiblement B ($A \preceq B$) si toute solution de B est dominée faiblement par au moins une solution de A . Finalement, si aucun des fronts ne domine faiblement l'autre, ils sont de qualité comparables ($A \parallel B$). On note que $(A \prec\prec B) \Rightarrow (A \prec B) \Rightarrow (A \preceq B)$. Il est également possible de définir des indicateurs qui caractérisent la qualité d'un front par rapport à un autre. Par exemple, on définit un indicateur basé sur l'hypervolume [114] noté I_{HD} par la différence de volume couvert par les fronts :

$$I_{HD}(A, B) = \begin{cases} I_H(B) - I_H(A) & \text{si } A \preceq B \\ I_H(A \cup B) - I_H(A) & \text{sinon} \end{cases}$$

Plus $I_{HD}(A, B)$ est grand, plus le front A est performant par rapport au front B , et plus $I_{HD}(B, A)$ sera faible. Un autre indicateur possible [116], noté $I_{\epsilon+}$ caractérise la distance minimale dont un front doit être translaté dans chacune des directions pour qu'il domine faiblement le front auquel il est comparé. Il s'exprime formellement en dimension d par :

$$I_{\epsilon+}(A, B) = \min\{\epsilon \mid \forall x' \in B \exists x \in A : \forall k \in \{1, \dots, d\} f_k(x) - \epsilon \leq f_k(x')\}$$

On note que si $A \preceq B$, $I_{\epsilon+}(A, B)$ est négatif, et qu'il est d'autant plus grand en valeur absolue que A est meilleur que B , mais il devient positif si $A \succeq B$. Les propriétés de ces deux indicateurs (I_{HD} et $I_{\epsilon+}$) font qu'il sont compatibles avec la relation de domination [114].

4.2 Etude du paysage de fitness

Le paysage de fitness est un concept pour la suite des travaux présentés. Cette section expose les origines du concept et propose une classification des méthodes et des finalités de l'analyse des paysages de fitness. Tout d'abord, on définit une notion importante pour la suite, qui est la notion de distance entre deux solutions et qui peut être définie de plusieurs manières. Les solutions peuvent être vues comme des points de l'espace de recherche et une première idée consiste donc à considérer la distance d'un point de vue géométrique (notée d_2), par la racine carré de la somme des différences au carré entre composantes. La distance entre deux solutions x et x' s'écrit :

$$d_2(x, x') = \sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - x'_i)^2}$$

Une seconde idée consiste, dans le cas des problèmes combinatoires, à compter le nombre de composantes différentes entre les deux solutions. On a ainsi :

$$d_H(x, x') = \sum_{i=1}^n \delta(x_i, x'_i) \text{ avec } \delta(a, b) = \begin{cases} 1 & \text{si } a \neq b \\ 0 & \text{sinon} \end{cases}$$

4.2.1 Origine et définition

Le concept de paysage de fitness a été introduit par S. Wright [109] en 1932 dans le domaine de la biologie. L'idée de Wright est de donner une idée intuitive et cependant riche de l'adaptation des espèces. Le modèle est un espace abstrait constitué de l'espace des génotypes et d'une dimension supplémentaire qui représente la valeur d'adaptation (la valeur de fitness). Wright projette l'espace des génotypes dans un espace à deux dimensions ce qui lui permet de représenter à la fois la géométrie des surfaces possibles (pics, vallées, etc.) et les dynamiques possibles d'adaptation sur le paysage de fitness : marche adaptative vers un pic, transition entre deux pics selon le taux de mutation et la pression de sélection, etc. En optimisation stochastique, les génotypes possibles sont remplacés par les solutions potentielles au problème d'optimisation et la valeur d'adaptation par la fonction objectif (fonction de fitness) [103]. Un paysage de fitness [98] est un triplet (X, \mathcal{N}, f) , où X est l'ensemble des solutions potentielles au problème d'optimisation appelé espace de recherche, $\mathcal{N} : X \rightarrow 2^X$ est une relation de voisinage entre les solutions qui associe à chaque solution un ensemble de solutions dites voisines et $f : X \rightarrow \mathbb{R}$ est la fonction d'évaluation à optimiser. Dans la suite, sans perte de généralité, on supposera que la fonction objectif doit être minimisée. Les définitions sont données dans le cas mono-objectif. Pour le cas multiobjectif, on peut changer la fonction d'évaluation pour étendre la définition [103]. Chaque élément du triplet constituant le paysage de fitness doit être défini en fonction du problème à résoudre et de la classe d'algorithmes que l'on désire étudier. Naturellement, l'espace de recherche X et la fonction de fitness f doivent être ceux qui définissent le problème d'optimisation et qui sont utilisés par les algorithmes de recherche. La relation de voisinage en revanche doit être définie selon l'opérateur utilisé dans les algorithmes d'optimisation, ou selon une distance liée aux opérateurs. Typiquement, lorsque l'espace de recherche est l'ensemble des chaînes binaires d'une longueur donnée, le voisinage est l'ensemble des solutions à une distance de Hamming inférieure à un entier k , représentant le nombre de bits changés par l'opérateur.

La spécificité d'un paysage de fitness peut être perçue comme une limitation : l'étude d'un paysage de fitness pour un problème et un algorithme d'optimisation ne pouvant pas directement apporter d'information pour un autre algorithme d'optimisation. Cependant, de même que la difficulté d'optimisation d'un problème dépend de l'algorithme considéré, la structure du paysage de fitness dépend également de certaines propriétés particulières de l'algorithme et du problème. L'étude d'un paysage de fitness permet ainsi d'analyser et de comparer différentes représentations, différentes fonctions objectif ou différents opérateurs de recherche locale. De manière générale, les buts sont alors de mieux comprendre l'interaction entre le problème et l'algorithme et de sélectionner les composants d'algorithme les plus adaptés selon la classe de problèmes à résoudre.

4.2.2 Buts de l'analyse des paysages de fitness

Le but principal de l'analyse de paysages de fitness est la compréhension de la structure de l'espace de recherche du point de vue de l'algorithme d'optimisation. Cette compréhension permet de repérer les écueils et les avantages des algorithmes d'optimisation, typiquement des métaheuristiques, afin de sélectionner ou d'améliorer ensuite ces algorithmes d'optimisation selon le problème d'optimisation à résoudre. Il existe deux types d'analyse de paysage de fitness [103]. La première est algébrique et s'inscrit dans un scénario d'optimisation boîte grise, la seconde est statistique et s'inscrit dans un scénario d'optimisation boîte noire où seuls le codage et la qualité des solutions sont accessibles et connus. Nous nous bornons ici à la

seconde.   partir d'un échantillonnage du paysage de fitness constitué de solutions de l'espace de recherche et de la valeur correspondante de la fonction objectif, des propriétés statistiques sont extraites et utilisées pour caractériser le paysage de fitness. Ce type d'approche est de loin celui le plus utilisé en pratique.

L'étude des paysage de fitness permet ainsi plusieurs niveaux d'ajustement des algorithmes. Premièrement, il s'inscrit parfaitement dans la problématique de la sélection d'algorithmes de Rice [88], détaillé dans [103], qui consiste à déterminer le ou les algorithmes les plus adaptés à la résolution d'un problème donné parmi un portefeuille d'algorithmes. La compréhension de la structure du paysage de fitness peut également servir à concevoir un algorithme adapté à la forme à ce paysage. On ne concevra pas le même type d'algorithme selon que le paysage est très multimodal avec de petits bassins d'attraction ou très «plat» avec beaucoup de grands plateaux qui dominent la forme générale. L'analyse de paysage de fitness est enfin utilisée pour sélectionner certains composants importants des algorithmes de recherche. Le principe consiste à comparer les métriques de deux paysages de fitness relatifs à un même problème d'optimisation où plusieurs choix de représentations, fonctions de fitness, ou de voisinages sont possibles. La sélection et sa justification d'une composante de l'algorithme sont alors effectuées avant l'optimisation et non pas seulement a posteriori par l'observation de performance sur un benchmark. Ce type de travaux est sans doute le cas le plus courant et le plus simple d'utilisation de l'analyse de paysage de fitness et l'on peut trouver de nombreux travaux de comparaison dont il n'est pas possible de dresser la liste exhaustive [103].

Deux approches sont possibles selon la classification établie par Eiben *et al.* [40]. La première approche consiste en un ajustement en ligne (appelé contrôle), les paramètres étant choisis et modifiés en fonction des performances qu'ils donnent. Au contraire, dans la deuxième approche, un ajustement hors ligne (appelé réglage) est adopté, et les valeurs de paramètres sont choisies au début de la simulation, et sont conservées durant tout le processus. De nombreuses méthodes ont été proposées pour le réglage automatique hors ligne des algorithmes, dont le principe repose sur une optimisation de la valeur des paramètres. Une méthode très simple à mettre en place (méthode paramétrique) consiste à réaliser une étude paramétrique des paramètres. Pour chaque paramètre, un certain nombre de valeurs sont ainsi choisies, formant un plan d'expérience, et chaque point de cette grille correspond à une simulation qui soit être réalisée. Cette méthodologie est simple, mais requiert un budget important de ressources de calcul, puisque toutes les configurations possibles sont évaluées. D'autres méthodes, comme par exemple l'environnement irace [72], s'appuient sur une technique intelligente d'essais pour le choix des paramètres. Ces méthodes nécessitent cependant toujours un grand nombre de simulations, et peuvent également s'avérer coûteuses en temps de calcul surtout dans le cas de fonctions associées à des temps de calcul longs. L'étude des paysages de fitness finalement permet de se substituer à ces méthodes coûteuses. Le principe est d'extraire les caractéristiques du problème posé, et d'utiliser la connaissance de ce paysage de fitness pour ajuster les paramètres de l'algorithme. Les études mentionnées ci-dessus ont montré que les propriétés telles que le taux de neutralité ou la longueur d'autocorrélation permettent d'étudier la forme du paysage de fitness. Des travaux théoriques [21] ont également montré la pertinence de l'étude des paysages de fitness pour ajuster les paramètres tels que ceux de l'opérateur de mutation. Les premiers travaux sur le réglage de paramètres basés sur l'analyse de paysage de fitness sont contemporains de l'essor du domaine de l'évolution artificielle et se poursuivent encore aujourd'hui [103].   notre connaissance, il n'existe pas cependant de travaux appliquant une telle méthodologie à des algorithmes d'optimisation se basant sur des problèmes réels dont le

coût d'évaluation de la fonction objectif est important.

4.2.3 Géométries associées aux paysages de fitness

Deux principales géométries sont utilisées lors de ce type d'analyse pour décrire les paysages de fitness.

Une géométrie multimodale correspond à un espace objectif constitué en grande partie de "vallées" et de "pics", c'est-à-dire de maxima et de minima locaux (les minima locaux sont des solutions pour lesquels il n'existe pas de solution dans le voisinage dont la valeur de critère est inférieure). Cette géométrie est associée à un paysage accidenté, pour lequel on peut définir un paramètre d'irrégularité ou de rugosité caractéristique. Plus ce paramètre est important, c'est-à-dire plus le paysage est accidenté, plus il est multimodal. Il est possible d'estimer ce paramètre en déterminant l'autocorrélation de la fonction objectif [107] par une marche aléatoire à travers le paysage. Une marche aléatoire est une séquence (x_1, \dots, x_ℓ) de solutions telles que pour tout $t \in [2, \ell]$, x_t est une solution choisie de façon aléatoire dans le voisinage de x_{t-1} , ou choisie par l'opérateur de recherche locale. La fonction d'autocorrélation $\hat{\rho}$ est alors définie par la corrélation entre les valeurs de critères obtenues lors de la marche aléatoire :

$$\hat{\rho}(k) = \frac{\sum_{t=1}^{\ell-k} (f(x_t) - \bar{f}) \cdot (f(x_{t+k}) - \bar{f})}{\sum_{t=1}^{\ell} (f(x_t) - \bar{f})^2}$$

avec \bar{f} la valeur moyenne de la fonction f . Plus les valeurs de critère des solutions sont proches après k pas de la marche aléatoire, plus la corrélation $\hat{\rho}(k)$ entre elles est importante. La caractéristique principale de cette fonction, appelée longueur d'autocorrélation [53], et notée τ , correspond à la longueur (ou au nombre de générations) entre deux solutions, à partir de laquelle la corrélation entre leurs valeurs de critère devient inférieure à un certain seuil ϵ :

$$\tau = \min\{k : |\hat{\rho}(k)| < \epsilon\}$$

Plus un paysage est régulier, plus la longueur d'autocorrélation est grande, inversement, plus un paysage est multimodal plus cette longueur est faible.

Une géométrie neutre correspond au contraire à un paysage de fitness fait de plateaux très importants, où de très nombreuses solutions sont équivalentes. La dynamique de recherche des algorithmes évolutionnaires sur ce type de paysage est constituée d'équilibres ponctués durant lesquels l'algorithme se déplace sur ces plateaux sans trouver de solutions améliorant la valeur du critère, ces équilibres étant interrompus par des améliorations isolées avant de poursuivre sur un autre plateau. La caractéristique principale de ce type de structure est le taux de neutralité ν . Formellement, ce taux est défini [102] comme la proportion de solutions voisines ayant la même valeur de critère :

$$\nu = \frac{\#\{y \in \mathcal{N}(x) \mid f(y) = f(x)\}}{\#\mathcal{N}(x)}$$

où la notation $\#A$ représente la cardinalité de l'ensemble A . Dans le but de réduire les temps de calcul et éviter d'évaluer de façon exhaustive le voisinage des solutions courantes, il est possible [69] d'estimer le taux de neutralité à l'aide d'une marche aléatoire : lors de la marche aléatoire, les solutions successives qui présentent la même valeur de critère sont compt es et rapportées au nombre de pas, c'est-à-dire au nombre de mutations) :

$$\nu = \frac{\#\{t \in \{1, \ell - 1\} \mid f(x_{t+1}) = f(x_t)\}}{\ell - 1}$$

L'étude conjointe des deux grandeurs caractéristiques de ces représentation permet ainsi l'analyse des paysages de fitness, et l'identification de paramètres correspondants.

4.3 Tour d'horizon des algorithmes métaheuristiques

Cette section s'applique à faire un état de l'art concernant les algorithmes métaheuristiques qu'il est possible de trouver dans la litterature. Il existe plusieurs critères de classification possible. Un premier pourrait consister à faire la différence entre celles qui s'inspirent de phénomènes naturels et celles qui ne s'en inspirent pas. Par exemple, les algorithmes génétiques et les algorithmes des fourmis s'inspirent respectivement de la théorie de l'évolution et du comportement de fourmis à la recherche de nourriture. Par contre, la méthode Tabou n'a semble-t-il pas été inspirée par un phénomène naturel. Une telle classification semble cependant souvent difficile à réaliser, et peu pertinente du point de vue algorithmique, et de la justification des performances. Un second critère de classification pourrait consister à distinguer leur manière d'utiliser la fonction objectif.  tant donné un problème d'optimisation consistant à minimiser une fonction objectif sur un espace de solutions, certaines métaheuristiques dites statiques s'appuient directement sur cette fonction, alors que d'autres, dites dynamiques, font usage d'une fonction obtenue en modifiant la fonction objectif initiale [105]. Ces modifications additionnelles pouvant varier durant le processus de recherche. Les métaheuristiques peuvent également être classées en fonction du nombre de structures de voisinages utilisées.  tant donné qu'un minimum local relativement à un type de voisinage ne l'est pas forcément pour un autre type de voisinage, il peut être intéressant d'utiliser des métaheuristiques basées sur plusieurs types de voisinages. Une autre méthode consiste à classer les métaheuristiques selon l'usage de l'historique de la recherche au cours de l'optimisation. Les algorithmes sans mémoire sont en fait des processus markoviens simples puisque l'action à réaliser est totalement déterminée par l'état courant de la recherche. De plus, les métaheuristiques qui font usage de l'historique de la recherche peuvent le faire de diverses manières : on différencie les méthodes ayant une mémoire à court terme de celles qui ont une mémoire à long terme. Il est également possible d'identifier des métaheuristiques qui sont construites autour de concepts additionnels comme la diversification et l'intensification. La diversification (ou exploration) consiste en une phase exploratoire du domaine de recherche, dans le but de visiter le plus grand nombre de région possibles, et elle a en général lieu au début du processus d'optimisation alors que l'intensification (ou exploitation) qui consiste en une phase de recherche locale autour des bonnes solutions, afin de trouver les optima locaux à d'habitude lieu en fin de recherche, lorsque le domaine de recherche a été exploré, et qu'on souhaite améliorer les solutions performantes d j   trouvées. Il est important de bien doser

L'usage de ces deux mécanismes afin que l'exploration puisse rapidement identifier des régions de l'espace de recherche qui contiennent des solutions de bonne qualité, sans perdre trop de temps à exploiter des régions moins prometteuses. La classification sur laquelle nous nous appuyons finalement est celle qui distingue les méthodes de trajectoire, méthodes de recherche locale qui améliorent itérativement une solution courante, des méthodes évolutionnaires qui font progresser une population de solutions. Ainsi, la méthode Tabou [44], le Recuit Simulé [63] et la Recherche à Voisinages Variables [75] sont des exemples typiques de méthodes de trajectoire. Ces méthodes construisent une trajectoire dans l'espace de recherche en se dirigeant vers les solutions optimales. L'exemple le plus connu d'algorithme évolutionnaire est l'algorithme génétique [52], mais on peut en citer d'autres comme les colonies de fourmis [33] ou les essaims particulaires [58].

4.3.1 Méthodes de trajectoire - recherche locale

De façon générale, les algorithmes de recherche locale passent d'une solution à une autre dans l'espace de recherche, jusqu'à ce qu'une solution de qualité satisfaisante soit trouvée ou que le temps de calcul imparti soit dépassé. Ces algorithmes se basent sur la définition du voisinage entre solutions potentielles. À chaque itération, l'algorithme sélectionne dans le voisinage de la solution courante une solution, et selon un critère d'acceptation qui peut être basé sur la qualité, la solution utilisée pour l'itération suivante est soit celle de l'itération précédente soit la solution voisine sélectionnée. La qualité d'une solution s'évalue alors par la fonction objectif. Un exemple très simple de cet algorithme est la méthode de descente. Le principal défaut de cette méthode est qu'elle s'arrête au premier minimum local rencontré. Tel que déjà mentionné, un minimum local pour une structure de voisinage ne l'est pas forcément pour une autre structure, et le choix du voisinage peut donc avoir une grande influence sur l'efficacité de l'algorithme. Ce travers se rencontre lorsque le critère d'acceptation n'est basé que sur la fonction objectif, mais il est possible de trouver d'autres critères qui améliorent la répartition entre les phases d'exploration et d'exploitation. La suite s'attache à décrire différentes stratégies qui permettent de gérer ce compromis de différentes manières.

4.3.1.1 Recuit simulé

L'origine de la méthode provient de la métallurgie où, pour atteindre des configurations cristallographique voulue, on chauffe les métaux jusqu'à leur point de fusion, pour ensuite les laisser refroidir plus ou moins lentement. De cette façon, on part d'une configuration amorphe de haute entropie et les atomes vont alors naturellement s'organiser. La configuration finale dépendra principalement de la rapidité avec laquelle la température décroît. Ce processus est appelé le recuit. La méthode du recuit simulé a été développée par Kirkpatrick *et al.* [63] en 1983.

En physique statistique, la probabilité de changement d'état est donnée par la distribution de Boltzmann :

$$P(\Delta E, T) = \exp\left(-\frac{\Delta E}{k_B T}\right)$$

avec $\Delta E (= E_b - E_a)$ la variation d'énergie correspondant au changement d'état de l'état a vers l'état b , k_B la constante de Boltzmann et T la température. On peut alors de manière analogue, définir la probabilité de changer de solution, en remplaçant la variation d'énergie par la variation de la fonction d'évaluation f . Le principe de l'algorithme est, en partant d'une température suffisamment élevée, de la faire décroître jusqu'au zéro, ou plus aucun change-

ment d'état n'est possible (gel du système).   chaque palier de température, on sélectionne aléatoirement une solution x' du voisinage de la solution courante x . Une façon élégante de choisir si cette nouvelle solution x' sera conservée ou pas, est de tirer à chaque palier de température un nombre aléatoire $r \in [0, 1]$, et de le comparer à la valeur de $P(\Delta f, T)$ nouvellement calculée. S'il est inférieur à cette probabilité, la nouvelle solution est gard e, et un nouveau palier de température commence. Sinon, on continue la recherche dans le voisinage de la solution courante.

Quelque soit la température, si la nouvelle solution améliore la valeur du critère (qu'on veut minimiser ici), c'est-à-dire si la valeur de la fonction d'évaluation diminue, $P(\Delta f, T)$ est supérieure à l'unité, donc également supérieure à r , et la solution est gard e. La différence avec l'algorithme de descente résident dans le fait qu'il est également possible de conserver la nouvelle solution, même si celle-ci n'améliore pas la valeur de la fonction objectif, et ce d'autant plus que la température est grande (souvent au début de la simulation). En effet, si la température est élevée, $P(\Delta f, T)$ sera proche de l'unité, et il sera très probable, quelque soit la nouvelle solution, de la conserver. En revanche, si la température est faible, et dans le cas où la nouvelle solution est moins bonne, $P(\Delta f, T)$ sera proche de zéro, et il sera peu probable de conserver la nouvelle solution. Cette méthode représente une réelle analogie avec la physique statistique, puisque l'évolution de la température modifie le nombre d' tats (solutions) atteignables.

La méthode du recuit simulé est rapidement devenue populaire, du fait de sa facilité d'adaptation à un grand nombre de problèmes et de son efficacité. En revanche, cette méthode présente l'inconvénient de contenir un grand nombre de paramètres ajustables (température initiale, règle de décroissance de la température, durée des paliers de température, etc.) qui rendent les réglages de la méthode assez empiriques. En ce qui concerne la variation de la température, la méthode la plus utilisée est la variation en exponentielle décroissante ($T_{n+1} = \alpha T_n$ avec $\alpha \simeq 0.95$), mais elle peut également être réalisée par paliers ou même de manière non monotone, de sorte à réhausser la température lorsque la recherche semble bloquée dans une région de l'espace de recherche. On peut alors considérer une augmentation de la température comme un processus de diversification alors que la décroissance de la température correspond à un processus d'intensification.

4.3.1.2 Recherche Taboue

La méthode de recherche Taboue est une métaheuristique originellement développée par Glover [44, 45] en 1989, spécifiquement pour des problèmes d'optimisation combinatoire et qui permet de gérer le compromis entre diversification et intensification en ajoutant au processus de recherche une mémoire flexible.

  la différence du recuit simulé, l'algorithme se déplace à chaque pas de temps vers la meilleure solution x' du voisinage de la solution courante x , même si x' est moins bonne que x , dans le but de sortir les optima locaux. Mais avec ce seul principe, étant donné que x est également dans le voisinage de x' , il est probable de revenir immédiatement à x , et l'algorithme est alors dans une impasse. Pour cette raison, les solutions visitées sont mémorisées dans une mémoire T appelée mémoire taboue : une solution dans T est appelée une solution taboue. Les solutions ne demeurent cependant dans T que pour un nombre limité d'itérations ce qui en fait une mémoire à court terme.

En pratique, la mémorisation de plusieurs solutions peut demander beaucoup de place mémoire, et il peut être coûteux de vérifier si une solution donnée est taboue. C'est pourquoi il est possible de mémoriser des attributs de solutions ou des modifications (mouvements tabous). Ainsi, on peut interdire de visiter une solution présentant un attribut tabou ou si le

mouvement qui permet de s'y rendre est tabou. La mémorisation de ces attributs ou mouvements permet certes un gain en place mémoire, mais peut également dégrader l'algorithme, en augmentant le risque de visiter des solutions déjà évaluées ou d'interdire certaines solutions qui pourraient être optimales. Si le premier risque n'est pas spécifique à la recherche taboue et peut être contourné en mémorisant toutes les solutions connues, le second est inhérent à la méthode. Pour le contourner, il existe de nombreuses variantes, comme le fait d'ajouter un *critère d'aspiration*, qui enlève la caractéristique taboue à une solution si elle se trouve être meilleure que la meilleure solution connue.

Cette méthode a l'avantage de présenter peu de paramètres ajustables, dont le principal est la longueur de la liste taboue. Il existe de nombreuses stratégies pour choisir ce paramètre, et certaines d'entre elles proposent de le faire varier au cours de la recherche [46] ou de choisir aléatoirement ce paramètre dans un intervalle (Robust Tabu Search).

4.3.1.3 Greedy Randomized Adaptive Search Procedure

La méthode GRASP pour Greedy Randomized Adaptive Search Procedure, a été proposée par Feo et Resende [42] en 1995. Cette méthode est une procédure itérative composée de deux phases : une phase constructive et une phase d'amélioration. La première phase consiste à générer une solution composante par composante, en choisissant les composantes parmi dans une liste de candidats. Chacune des composantes est en fait évaluée par un critère heuristique qui mesure le bénéfice apporté par son ajout à la solution partielle courante. La liste de candidats est ainsi mise à jour par rapport à ce critère. La phase d'amélioration consiste ensuite souvent en l'application d'une méthode de descente, de Recuit Simulé ou de Recherche Tabou.

Cet algorithme est donc similaire aux algorithmes décrits précédemment, à la différence qu'à chaque pas de temps, la solution de départ n'est pas la solution courante du pas précédent, mais la nouvelle solution construite.

La méthode GRASP est assez simple à mettre en place (surtout si on utilise une simple méthode de descente lors de la phase d'amélioration). Pour qu'elle soit efficace cependant, il est important d'utiliser une méthode constructive capable de générer des solutions dans des régions différentes de l'espace de recherche.

4.3.1.4 Recherche à voisinage variable

La Recherche à Voisins Variables a été proposée par Mladenović et Hansen en 1997 dans [75]. Contrairement aux méthodes de recherche locale présentées jusqu'ici, cette méthode utilise méthodiquement une liste finie de voisinages (N_1, \dots, N_T) où $\forall t \in [1, T]$ $N_t(s)$ est l'ensemble des solutions dans le voisinage t de s . Dans la plupart des méthodes de recherche locale, on se restreint à $T = 1$. Étant donnée une solution initiale x , l'algorithme génère une solution voisine x_1 dans $N_1(x)$ et lui applique une procédure de recherche locale afin d'obtenir une solution x'_1 . Si x'_1 est meilleure que x , alors elle remplace x et l'algorithme recommence. Sinon, la solution courante reste x , un autre voisinage N_2 est choisi, et une nouvelle solution x_2 dans $N_2(x)$ est générée, à laquelle est appliquée une procédure de recherche locale, etc. Plus généralement, l'algorithme change de voisinage à chaque fois que l'un d'entre eux n'est pas parvenu, après application de la procédure de recherche locale, à améliorer la solution courante. Par contre, dès qu'un voisinage permet une amélioration, le processus reprend avec le premier voisinage de la liste. Le voisinage utilisé dans la Recherche Locale n'est pas forcément le voisinage courant, et il peut même s'agir d'une structure de voisinage totalement différente.

Le fait d'utiliser plusieurs voisinages permet de diversifier l'exploration de l'espace des solutions afin d'accéder à un plus grand nombre de régions intéressantes. Le choix des voisi-

nages de la liste ainsi que leur ordre sont primordiaux pour les performances de l'algorithme. Choisir une liste telle que les distances entre la solution courante et les solutions accessibles soient croissantes permet de diversifier la recherche lorsqu'on est bloqué dans une région de l'espace. Au contraire, choisir des voisinages tel que les distances soient décroissantes permet d'imiter la stratégie du Recuit Simulé, où l'on tente d'abord de déterminer une bonne région, puis on intensifie petit à petit la recherche dans cette région.

4.3.2 Méthodes basées sur des populations

Les algorithmes génétiques ont été crées par Holland [52], et ils s'inspirent de la théorie de l'évolution Darwinienne où une population (un ensemble de solutions)  voluent selon l'enchaînement de phase de sélection et de variations aléatoires (mutation). Progressivement, parallèlement aux succès d'ing nieurie, le domaine de recherche s'est élargi à tous les algorithmes qui manipulent une population de solutions, qu'ils soient bio-inspiré ou non, et qu'on appelle algorithmes évolutionnaires.

4.3.2.1 Optimisation par colonies de fourmis

La méthode de colonies de fourmis est apparue d'une constatation simple : les insectes sociaux, comme les fourmis ou les abeilles, résolvent naturellement certains problèmes complexes. Si un obstacle est introduit sur le chemin des fourmis par exemple, ces dernières vont, après une phase de recherche, avoir tendance à prendre le chemin le plus court entre le nid et l'obstacle. Un tel comportement est possible car même si aucun des individus pris individuellement n'a de connaissance globale du système, la communication entre eux (de manière directe ou indirecte) est très importante. Lorsqu'une fourmi emprunte un chemin, elle dépose des phéromones, et la quantité de phéromones augmente donc avec le nombre de passages ou le nombre de fourmis empruntant cette voie. Les fourmis sont également capable de sentir ces phéromones, et la probabilité d'emprunter une voie donnée augmente avec la quantité de phéromones présentes sur cette voie. Les fourmis empruntant la voie la plus courte reviennent plus rapidement au nid, et laissent donc plus de phéromones, incitant d'autres fourmis à l'emprunter, jusqu'à ce que toutes les fourmis l'empruntent. Le premier algorithme d'autorenforcement qui s'inspire de cette analogie (ACO pour Ant Colony Optimization) a été proposé en 1996 par Dorigo *et al.* [33]. D'un point de vue plus formel, les ACO sont des algorithmes probabilistes de construction de solutions qui sont à rapprocher des algorithmes à estimation de distribution (EDA) [76]

Chaque fourmi représente une distribution de probabilité capable de générer des solutions candidates. Soit D l'ensemble des décisions possibles que peut prendre une fourmi pour compléter une solution. La décision $d \in D$ qu'elle choisira dépendra de deux facteurs :

- un facteur heuristique local η_d qui représente l'intérêt qu'a la fourmi à prendre la décision d . Plus cette valeur est grande, plus il semble intéressant de faire ce choix. En général, cette valeur est directement proportionnelle à la qualité de la solution partielle obtenue, mais elle peut aussi intégrer des contraintes inhérentes au problème posé,
- la trace τ_d représente la quantité de phéromones et donc l'intérêt historique qu'a la fourmi de prendre la décision d . Plus cette quantité est grande, plus il a été intéressant dans le passé de prendre cette décision.

La probabilité de choisir le paramètre d est alors définie en fonction de ces deux critères par :

$$p_d = \frac{(\eta_d)^\alpha (\tau_d)^\beta}{\sum_{r \in D} (\eta_r)^\alpha (\tau_r)^\beta}$$

avec α et β deux constantes permettant de moduler l'importance des deux facteurs. Lorsqu'une fourmi termine la construction de sa solution, elle laisse une trace proportionnelle à la qualité de la solution construite sur chaque paramètre d emprunté. Finalement, il est important de mettre en place un processus d'évaporation de la trace afin d'oublier les choix réalisés dans un lointain passé et de donner plus d'importance aux choix réalisés récemment. On pose A l'ensemble des fourmis, et $f(a)$ la valeur de la solution produite par la fourmi $a \in A$. La mise à jour de la trace sur la décision d s'écrit :

$$\tau_d = (1 - \rho)\tau_d + c \sum_{a \in A} \Delta_d(a)$$

où ρ est le paramètre d'évaporation compris entre 0 et 1, c une constante permettant de mettre plus ou moins l'accent sur les performances de la solution, et Δ_d représente les performances de la solution (proportionnel à la fonction d'évaluation si le but est de la maximiser, inversement proportionnel sinon).

4.3.2.2 Optimisation par essaim particulaire

L'optimisation par essaim particulaire développée par Kennedy et Eberhart en 1995 dans [58] est aussi issue d'une analogie avec les comportements animaliers, mais se base cette fois sur une communication directe. En observant les bancs de poissons par exemple, ou les vols d'oiseaux, des dynamiques de déplacement complexes apparaissent, alors que les individus n'ont accès là encore qu'à des informations limitées, comme la position et la vitesse de leurs plus proches voisins. De simples règles telles que "aller à la même vitesse que les autres", "se déplacer dans la même direction" ou encore "rester proche de ses voisins" sont des exemples de comportements qui suffisent à maintenir la cohésion du groupe tout entier, et à permettre des comportements collectifs complexes et adaptatifs. Le principe de l'algorithme est simple : chaque individu utilise non seulement sa propre mémoire, mais également l'information locale sur ses plus proches voisins pour décider de son déplacement. Plus précisément, le déplacement d'un individu est guidé par les trois composantes suivantes :

- une composante physique qui le pousse à suivre sa direction courante de déplacement ;
- une composante cognitive qui le pousse à se diriger vers le meilleur site par lequel il est déjà passé, la qualité d'un site de l'espace de recherche étant déterminée par la valeur de la fonction objectif en ce point ;
- une composante sociale qui le pousse à se fier à l'expérience de ses congénères et, ainsi, à se diriger vers le meilleur site déjà atteint par ses voisins.

Considérons un espace de recherche de dimension n . Chaque individu est représenté par une position (une solution) $x_i = (x_i^1, \dots, x_i^n)$ est un vecteur de déplacement dans l'espace de recherche $\delta_i = (\delta_i^1, \dots, \delta_i^n)$. La meilleure position connue de l'individu i est notée x_i^* , et la meilleure position connue de l'essaim est notée x^* . Avec ces notations, le vecteur déplacement de l'individu i est actualisé à chaque pas de temps suivant :

$$\delta_i = \omega \delta_i + \alpha (x_i^* - x_i) + \beta (x^* - x_i)$$

où ω est le coefficient d'inertie qui permet de régler le compromis entre les phases diversification et intensification du processus de recherche, et α et β des paramètres contrôlant

respectivement l'attraction vers son propre meilleur site et l'attraction vers le meilleur site de l'essaim.

La position de cet individu, qui représente la nouvelle solution à évaluer devient donc :

$$x_i = x_i + \delta_i$$

Au départ, la population est initialisée aléatoirement, et à chaque itération de l'algorithme, chaque solution est déplacée suivant les équations ci-dessus. Une fois les déplacements effectués, les nouvelles solutions sont évaluées, et les meilleures locales et globale sont mises à jour, et ainsi de suite. En raison de la forme du vecteur déplacement, cet algorithme est particulièrement adapté aux problèmes d'optimisation continus.

4.3.2.3 Algorithmes génétiques

Les algorithmes génétiques sont des algorithmes de recherche inspirés des mécanismes de l'évolution naturelle Darwinienne des êtres vivants. Les premiers travaux ont été menés par Holland [52] en 1975 qui formalise les algorithmes génétiques dans le cadre de l'optimisation mathématique, en particulier à l'origine lorsque l'espace de recherche est celui des chaines binaires. Ces méthodes s'attachent à simuler le processus de sélection naturelle dans un environnement défavorable en s'inspirant de la théorie de l'évolution proposée par Darwin. Selon ces concepts, lorsqu'une population est soumise aux contraintes d'un milieu naturel, seules les solutions les mieux adaptés survivent et génèrent une descendance. Au cours des générations, la sélection naturelle permet l'apparition de solutions de mieux en mieux adaptés au milieu naturel, au détriment de ceux se montrant inadaptés, assurant ainsi la pérennité de l'espèce. Cette particularité de l'évolution naturelle qu'est la capacité d'une population à explorer son environnement et à recombinaison les meilleures solutions entre eux, est empruntée par les algorithmes génétiques.

Par analogie, ces algorithmes cherchent, au fur et à mesure des générations, les meilleures solutions à partir d'une population initiale. Une itération de l'algorithme se déroule comme suit (  partir de la population courante) : sélection d'une ou plusieurs solutions au sein de la population, ces solutions sont ensuite croisées pour produire de nouvelles solutions qui sont éventuellement mutées aléatoirement, et viennent remplacer (après évaluation) les solutions de la population qui sont moins performantes. L'évolution de la population est ainsi reproduite grâce aux opérateurs de sélection, de croisement et de mutation suivants.

L'opérateur de sélection a pour objectif d'identifier les solutions qui vont se reproduire, c'est à dire les mieux adaptés, et écarter les autres. Cet opérateur ne crée pas de nouvelles solutions mais identifie les meilleures sur la base de différents critères possible :

- la sélection par tournois apparie toutes les solutions de la population, et pour chaque paire, la meilleure est conservée. Toutes les solutions conservées à l'issue du premier tour sont de nouveau appariées, et ainsi de suite ;
- la sélection par rang consiste à attribuer à chaque solution un rang (plus le score est bon plus le rang sera faible), et à choisir les solutions suivant ce rang et non plus sur la fonction d'évaluation ;
- la sélection uniforme se fait aléatoirement, uniformément et sans intervention de la valeur d'adaptation. Toutes les solutions ont donc la même probabilité d'être choisies.

L'opérateur de croisement est chargé de combiner les solutions sélectionnées, pour en former de nouvelles. Lors de cette opération, deux solutions s'échangent des parties de

leurs codes, pour donner de nouvelles solutions. Ces croisements peuvent être simples (échanges de portions de codes en un seul point) ou multiples (plusieurs points de croisement).

L'opérateur de mutation est aléatoire et peut, au sein d'une solution, substituer une partie du code par une autre. L'utilisateur définit un taux de mutation qui représente la probabilité qu'une mutation ai lieu lorsqu'un enfant est créé. La mutation permet de contrôler des capacités d'exploration et d'exploitation.

L'étape de remplacement permet de décider de la survie des solutions présentes dans la population, et de choisir les nouvelles solutions qui vont entrer dans la population. Une première stratégie consiste à changer toute la population d'une itération à l'autre (c'est-à-dire que seuls les nouvelles solutions sont conservées pour l'itération suivante), on parle alors de remplacement générationnel. Une seconde stratégie consiste à conserver une partie de la population et d'en remplacer une autre pour l'itération suivante, dans ce cas-là on parle de remplacement stationnaire (steady state). Usuellement, la taille de population est fixe, et on ne conserve donc que les meilleures solutions de la réunion des anciennes et des nouvelles. Des populations de taille variable sont cependant également possibles, et les solutions à conserver peuvent alors être obtenues par une nouvelle sélection aléatoire.

4.3.2.4 Stratégies d'évolution

Le principe de la méthode fut initialement proposée par Rechenberg [86] en 1965. Il s'agit d'une méthode proche des algorithmes génétiques, dédiée à l'origine à l'optimisation continue, et qui manipule itérativement un ensemble de solutions à l'aide des opérateurs de mutation et de sélection. La particularité de l'approche est qu'il n'y a généralement pas de croisement. L'étape de mutation est classiquement effectuée en optimisation continue par l'ajout d'un vecteur aléatoire, tiré au sein d'une distribution choisie par le concepteur, et la sélection s'effectue par un choix déterministe des meilleures solutions, selon l'échelle de valeur de la fonction objectif.

Les stratégies d'évolutions utilisent un ensemble de μ solutions "parents" pour produire λ solutions "enfants". Pour produire chaque enfant, ρ parents se "recombinaient". Une fois produits, les enfants sont mutés puis évalués, et le processus recommence. La nouvelle étape de sélection peut alors s'appliquer soit uniquement aux enfants (sélection "virgule"), soit à l'ensemble enfants et parents réunis (sélection "plus"). Dans le premier cas, l'algorithme est noté $(\mu/\rho, \lambda)$ -ES (EA pour Evolutionary Algorithm), et dans le second $(\mu/\rho + \lambda)$ -EA.

Dans le cas où cette étape de recombinaison est supprimée, les algorithmes sont notés (μ, λ) -EA ou $(\mu + \lambda)$ -EA. Par exemple, un algorithme $(\mu + 1)$ -EA produit uniquement un enfant, et supprime la plus mauvaise solution à chaque itération parmi les $\mu + 1$. Cette dernière méthode porte le nom de stratégie d'évolution à états constants (steady-state). A l'inverse, un algorithme $(1 + \lambda)$ -EA construit l'itération suivante à partir de la meilleure solution, et supprime toutes les autres. Ce genre de stratégie est qualifié de *gloutonne*, dans la mesure où l'exploitation est maximale.

L'attractivité de cet algorithme réside dans le fait qu'il permet de passer d'un algorithme basé sur une population à un algorithme proche de la recherche locale, dans ce sens qu'il peut ne conserver qu'une solution courante à chaque pas de temps, la meilleure. Cependant, la différence avec les algorithmes de recherche locale est que les nouvelles solutions créés ne se trouvent pas nécessairement dans le voisinage de la solution. L'opérateur de mutation est souvent stochastique et ergodique, et permet d'atteindre toutes les solutions de l'espace de

recherche.

Cette méthode qui est adoptée dans la suite (sans la recombinaison). Elle est donc discutée plus en détail, en particulier le choix des paramètres μ et λ qui contrôlent le compromis entre exploration et exploitation. Le principe de la mutation, et une implémentation possible de l'algorithme sont également présentés.

4.3.3 Algorithmes dédiés à l'optimisation multiobjective

L'un des objectifs de ce travail de thèse est l'optimisation conjointe de plusieurs critères et nous présentons donc dans cette section les algorithmes d'optimisation multiobjectifs. Les algorithmes évolutionnaires peuvent être étendus pour résoudre des problèmes d'optimisation multiobjectifs [18]. Ces algorithmes d'optimisation multiobjectifs peuvent être classés selon trois approches.

4.3.3.1 Approches basées sur la relation de domination

Un exemple classique de ce type d'algorithme est l'algorithme NSGA-II présenté dans [24]. Il s'agit d'un algorithme évolutionnaire avec ses phases de sélection, de croisement, de mutation et de remplacement. La principale originalité de cet algorithme repose sur son opérateur de sélection, qui se déroule en deux phases. Dans un premier temps, les parents de la génération précédente et les enfants crées sont rassemblés, puis triés par rapport à leur rang : les solutions non-dominées se voient attribués un rang nul, puis les solutions du front suivant le rang 1 et ainsi de suite jusqu'à la fin de la population. De cette façon, il est possible de garantir la qualité de la nouvelle population. Une seconde sélection est opérée afin de choisir, parmi les solutions de même rang, celles qui vont être croisées pour produire la génération suivante. Cette seconde phase s'appuie sur un critère de diversité du front, afin de choisir les solutions les mieux distribuées, au lieu de risquer de choisir des solutions de la même région de l'espace objectif. Les opérateurs de croisement et de mutation sont alors appliqués. Un autre exemple de ce type d'algorithme est une adaptation à la recherche locale [81] intitulée Pareto Local Search (PLS) s'appuyant sur la recherche taboue. Le principe de la classification par rang est reprise, mais appliquée cette fois-ci au seul voisinage de la solution courante. La conservation d'une unique solution courante n'étant pas envisageable à priori pour une optimisation multiobjective, l'algorithme PLS manipule également un ensemble de solution. Cette archive recense toutes les solutions non-dominées rencontrées, et elle est organisée en deux ensembles : les solutions non-dominées dont le voisinage a déjà été exploré (V_T) et les solutions dont le voisinage ne l'a pas encor  été (V_F).   chaque itération, une solution est choisie au hasard dans V_F , et son voisinage est exploré puis évalué, pour insertion ou non dans l'archive des solutions non-dominées. V_F et V_T sont alors mis à jour, et l'algorithme s'arrête lorsque V_F est vide, c'est-à-dire lorsque les voisinages de toutes les solutions non-dominées connues ont été explorés.

4.3.3.2 Approches basées sur un indicateur de qualité

Le principe général de la méthode est présenté dans [13] (algorithme SMS-EMOA) et amélioré dans [114] (algorithme IBEA). Ces deux références présentent des algorithmes évolutionnaires dont l'objectif est d'améliorer un indicateur mesurant la qualité d'un ensemble de solutions. Lors de la génération d'une solution, la fonction d'évaluation n'est donc plus basée directement sur les critères à optimiser, mais sur un indicateur. Toutes les solutions, lorsqu'elles sont générées, sont ajoutées à un "archive", et les plus mauvaises vis à vis de ce critère de qualité sont retirées. On évalue pour cela l'effet sur cet indicateur du retrait de chaque solution dans l'ensemble. L'opérateur de sélection doit donc être modifié par rapport aux

algorithmes présentés plus haut. Il existe plusieurs indicateurs de la qualité du front, les deux plus connus étant l'hypervolume et l'indicateur ϵ . Le premier mesure le volume de l'espace objectif dominé par rapport à un point de référence dans l'espace objectif. Plus ce volume est grand, meilleur est l'ensemble de solutions, et le but est donc de maximiser l'hypervolume. De plus, il respecte la relation de dominance faible, c'est-à-dire que si un point dans l'espace objectif (ou un front) en domine un autre, son volume sera plus grand. Le second indicateur est binaire, c'est-à-dire qu'il permet de comparer deux archives entre elles. Il correspond à la distance dont un point (ou un front) doit être translaté pour qu'il domine le second. Il est lui aussi compatible avec la notion de dominance faible, puisque si un point (ou un front) en domine un autre, son indicateur ϵ sera plus grand.

4.3.3.3 Approches par décomposition en sous-problèmes mono-objectifs

Cette approche par décomposition est utilisée dans notre étude. Le premier algorithme évolutionnaire multi-objectif basé sur la décomposition (MOEA/D) a été développée par Zhang *et al.* [113]. L'idée est de décomposer le problème multiobjectif en un ensemble de sous-problèmes mono-objectifs que l'on peut ensuite résoudre conjointement avec des algorithmes mono-objectifs existants. Considérons, pour alléger les notations, le cas d'un problème bi-objectif (il sera facile de généraliser au cas multiobjectif si besoin), et notons f_1 et f_2 les fonctions objectif correspondantes qui associent à tout élément de l'espace de recherche un point $z = (z_1, z_2) = (f_1(x), f_2(x)) = f(x)$ dans l'espace objectif. La décomposition la plus simple consiste à définir des poids positifs λ_1 et λ_2 (tels que $\lambda_1 + \lambda_2 = 1$) associés à ces deux critères, et optimiser la famille de fonction :

$$g_\lambda = \lambda_1 f_1 + \lambda_2 f_2$$

La fonction g_λ devient alors la fonction objectif du sous-problème mono-objectif à résoudre. Un point de vue géométrique peut être adopté pour illustrer le principe de l'algorithme. Le couple (λ_1, λ_2) définit une direction dans l'espace objectif, et chacune des optimisations mono-objectif va donc rechercher une solution optimale dans la direction correspondante, et l'approximation du front de Pareto va ainsi se construire de façon coordonnée selon toutes les directions. Dans MOEA/D, les sous-problèmes ne sont pas indépendants. Pour chaque direction, un voisinage de T directions est ainsi défini, et dans tous les voisinages, des communications sont mises en place afin de partager les meilleures solutions. On suppose en effet qu'une bonne solution pour une direction donnée a des chances d'être performante également pour une direction voisine. Par relation de voisinage, si une très bonne solution est trouvée d'un côté du front, il est possible qu'elle se propage jusqu'à l'autre côté. Les performances de l'algorithme vont donc dépendre du nombre de directions, et du nombre de directions voisines T , mais également du découpage de l'espace objectif. Une fois le nombre N de directions fixées, les poids peuvent être définis en répartissant uniformément les valeurs de λ_1 entre 0 et 1 (λ_2 étant alors égal à $1 - \lambda_1$). Ce découpage simple et rapide à mettre en place a l'inconvénient de découper le domaine objectif en angles inégaux. Il est également possible de découper le domaine en N angles égaux, et prendre pour λ_1 et λ_2 les valeurs du cosinus et du sinus de l'angle. Ce découpage en revanche s'avère plus compliqué à mettre en place en cas d'optimisation avec plus de deux critères. Il existe même des approches où les poids varient au cours de l'optimisation comme proposé par Derbel *et al.* [28]. Leur algorithme est un algorithme de recherche locale utilisant la décomposition : les poids associés aux optimisations mono-objectif dépendent des résultats des solutions voisines. Une comparaison des méthodes

PLS, décomposition à poids fixes, et décomposition à poids variables a montré [70], toujours dans le cas de la recherche locale et pour certains types de problèmes, que les performances des algorithmes à poids variables sont meilleurs que les autres, et qu'ils peuvent même être améliorés en hybridant les méthodes PLS et de décomposition.

La fonction g_λ définie plus haut est un exemple très simple de fonction de scalarisation et bien d'autres fonctions peuvent être utilisées comme par exemple une norme p des objectifs. En conservant les mêmes notations que précédemment, on peut définir une fonction de scalarisation qui combine deux fonctions couramment utilisées par :

$$\begin{aligned} S^{gen}(x) &= \alpha \cdot \max\{\omega_1|z_1^* - z_1|, \omega_2|z_2^* - z_2|\} + \epsilon \cdot (\lambda_1|z_1^* - z_1| + \lambda_2|z_2^* - z_2|) \\ &= \alpha \cdot S^{wt}(x) + \epsilon \cdot S^{ws}(x) \end{aligned} \quad (4.1)$$

avec $z^* = (z_1^*, z_2^*)$ un point idéal, vers lequel les solutions doivent tendre, $\lambda_1, \lambda_2, \omega_1$ et ω_2 les poids des différentes composantes indiquant les directions de recherche, et $\alpha \geq 0$ et $\epsilon \geq 0$ des paramètres à fixer. On remarque que cette fonction S^{gen} peut se décomposer en une partie correspondante à une pondération de Tchebychev (norme infinie notée S^{wt}) pondérée par le facteur α et une pondération additive (norme 1 notée S^{ws} , similaire à la fonction g_λ) pondérée par le facteur ϵ . Suivant les valeurs des paramètres α et ϵ , la convergence autour de la direction correspondante aux paramètres (λ_1, λ_2) ou (ω_1, ω_2) ne se fera pas de la même façon [27]. Nous reprenons les résultats de cette étude, et nous cantonnons aux cas $(\alpha = 1, \epsilon = 0)$ et $(\alpha = 0, \epsilon = 1)$. Une caractéristique importante pour le comportement de la convergence est l'angle formé par les lignes de niveau autour de la direction de recherche [27]. En utilisant une pondération de Tchebychev, les lignes de niveau sont orthogonales entre elles et forment un angle de $\pi/4$ par rapport à la direction de recherche (voir Fig. 4.2 gauche) alors qu'avec une pondération linéaire, les lignes de niveaux sont à angle droit par rapport à la direction de recherche (voir Fig. 4.2 droite).

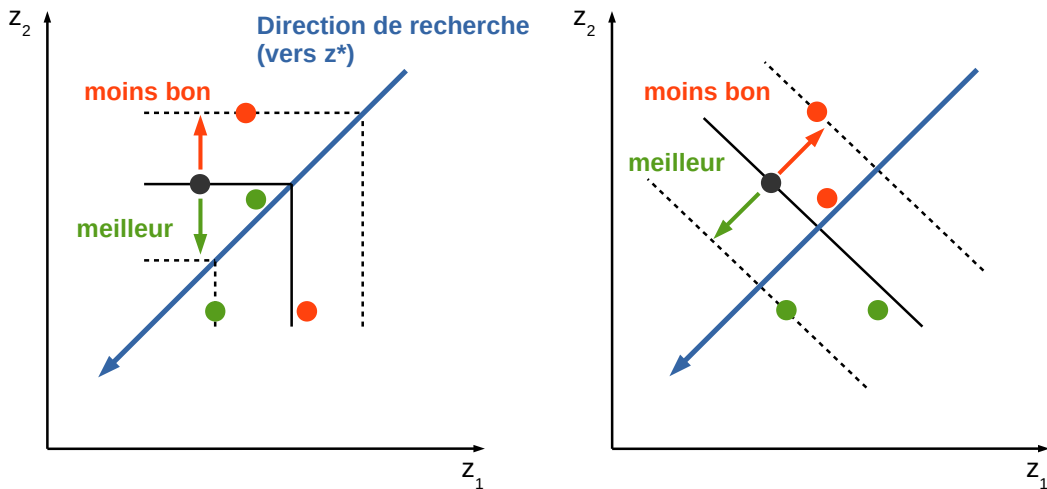


FIGURE 4.2 – Illustration des lignes de niveau des fonctions de scalarisation de Tchebychev (gauche) et somme pondérée (droite).

Dans tous les cas, la direction de recherche pointe vers le point z^* . Ainsi, dans le cas de la pondération de Tchebychev, lorsqu'une solution se trouve au dessus de la droite, cela signifie que $\omega_1|z_1^* - z_1| < \omega_2|z_2^* - z_2|$. Dans ce cas, la fonction S^{wt} tend à diminuer $\omega_2|z_2^* - z_2|$. Le raisonnement est inversé si le point se trouve en dessous de la droite, et les solutions se rapprochent donc de la droite, idéalement perpendiculairement aux lignes de niveau. Cette pondération va donc avoir, de façon générale, tendance à rapprocher les points de la direction de recherche, avant de se déplacer le long de cette direction vers le point idéal. Dans le cas de la somme pondérée des deux critères (norme 1) les lignes de niveau sont des droites orthogonales à la direction de recherche. Le but est de réduire la distance (en norme 1) entre la solution courante et le point idéal. Pour satisfaire cette exigence cependant, la solution courante peut être amenée à s'éloigner de la direction associée. Les répercussions de ces effets en termes de diversité du front obtenu sont discutées dans [27]. Nous ne rentrerons pas plus dans le détail dans cette section, mais une étude est faite concernant le choix des différents paramètres dans le Chapitre 6.

4.4 Parallélisation des algorithmes

Avec l'émergence des calculateurs à architecture parallèle, la parallélisation des algorithmes évolutionnaires [101] est devenue de plus en plus commune pour résoudre des problèmes d'optimisation complexes. Usuellement, les algorithmes évolutionnaires parallèles sont classés en deux grandes classes [6]. Dans les modèles à gros grain (modèle en îlots), plusieurs algorithmes évolutionnaires sont exécutés sur des sous-populations appelées îlots et échangent des solutions au grès du protocole de migration entre îlots. Chaque îlot peut à son tour être parallélisé pour introduire un second niveau de parallélisation suivant les ressources disponibles. Au contraire, dans le modèle à grain fin (modèle cellulaire) chaque élément de la population est réparti sur les ressources disponibles, et chaque processeur exécute un algorithme local, à priori identique aux autres et en communiquant localement avec les autres. En plus de cette distinction sur les niveaux de parallélisme, certains algorithmes utilisent une structure de type *maître-esclave* où le processeur maître n'effectue pas directement de calcul, mais exécute l'algorithme principal et coordonne toutes les communications entre les esclaves. Les esclaves quand à eux ne font alors qu'évaluer les solutions que le maître leur envoie. Cette structure a été de plus en plus étudiée et utilisée ces dernières années [35]. Elle est en effet simple d'utilisation et d'implémentation, et ne nécessite pas de technique de parallélisation complexe. Deux modes de communication sont alors possibles entre le maître et les esclaves. Le mode synchrone est le plus intuitif puisqu'il organise l'algorithme parallèle en tours. Le maître envoie les solutions à être évaluées aux esclaves, et attend de recevoir les réponses (les critères correspondants aux solutions) de tous les esclaves, avant de générer les solutions du tour suivant, et ainsi de suite. Avec le mode asynchrone, le maître n'attend pas nécessairement la réponse des esclaves, mais communique individuellement avec eux. Il a été montré [108] que de façon générale, le mode asynchrone peut améliorer l'efficacité des algorithmes parallèles (utilisation maximale des ressources) lorsque le temps d'évaluation des critères varie sensiblement d'une solution à l'autre. En revanche, sous certaines autres conditions, le mode synchrone présente de meilleurs résultats. Le premier point se comprend facilement, puisque si les temps de simulation diffèrent beaucoup, les processeurs les plus rapides à chaque tour doivent attendre que les autres finissent leur évaluation, et ce temps est perdu. Si ce temps perdu est peu important par rapport au temps total de l'évaluation, il est possible que l'al-

gorithme synchrone soit plus performant. Là encore, le résultat s'intuit simplement : il vaut alors mieux attendre la fin du tour, pour être sûr de générer la nouvelle population en partant des meilleures solutions, que de générer des solutions à la volée mais dont les critères sont moins bons.

Quelques exemples de parallélisation d'algorithmes à l'origine séquentiels existent, et ces études comparent, sur des cas pratiques, les performances des configurations synchrones et asynchrones, lorsque plusieurs paramètres du problème ou de l'environnement de calcul sont modifiés. Ainsi, les auteurs étudient [65] la parallélisation des essais particulières, et montrent que la configuration asynchrone présente de meilleurs résultats dans les cas ou les environnements de calcul sont hétérogènes et que les temps de simulation sont différents les uns des autres. Cependant, cette configuration s'avère moins avantagee (voire pénalisée) dans le cas ou le nombre de processeurs est faible ou lorsque le temps de simulation est important au regard du temps de communication. Depolli *et al.* [26] étudient la question de la parallélisation de l'algorithme DEMO [89], et le nouvel algorithme parallèle est testé sur différents cas d'études, dont un cas d'application tiré d'un problème réel avec pour caractéristique un temps de simulation long. Les résultats montrent que la configuration synchrone est légèrement plus rapide que la configuration asynchrone sur une architecture homogène, mais sans surprises, la tendance s'inverse sur une architecture hétérogène (temps de simulation différents). Un autre exercice de parallélisation a été réalisé [50] et concerne l'algorithme Borg [51]. Il montre que cet algorithme en particulier, mais plus généralement tous les autres algorithmes évolutionnaires, peuvent atteindre des coefficients d'accélération importants en configuration asynchrone, mais conclue également sur les limites de ces capacités, notamment en cas d'architecture massivement parallèle (plusieurs milliers de processeurs de calcul), et propose donc des architectures hybrides, en incluant par exemple la notion d'îlot.

En plus de ces quelques études, il existe de nombreuses applications d'algorithmes évolutionnaires distribués utilisant des architectures type maître-esclave [9, 31, 30], mais   notre connaissance, il n'existe pas d'étude mentionnant la parallélisation des algorithmes utilisant les stratégies d'évolution, et la première étude concernant la parallélisation et les calculs distribués dans le cadre des algorithmes MOEA/D a été menée [78] en 2002. Les auteurs partent du principe que les sous-problèmes disjoints, c'est-à-dire n'ayant pas de directions communes dans leur voisinages respectifs peuvent être parallélisés. La population a donc été partitionnée de telle sorte que chaque thread disponible construise une portion du front de Pareto. Cette idée de partition a été reprise [37], mais les partitions ont cette fois été faites disjointes pour éviter les problèmes de recouvrement. Cette dernière étude s'intéresse également à l'évolution dynamique de la taille des partitions dans le but de distribuer le mieux possible le nombre évaluations. Plus récemment, une variante de l'algorithme, basée sur une configuration en îlots a été proposée [73]. Dans ce modèle, une sous-population indépendante évolue suivant les sous-problèmes correspondants sur chaque îlot, et des phases de migrations permettent aux îlots d'échanger des solutions. Tous ces algorithmes cependant présentent le même désavantage de travailler avec une mémoire partagée, ce qui nécessite une implémentation par thread, qui peut réduire les performances en termes d'accélération et de qualité des solutions. En effet, les opérations de lecture/écriture en parallèle ne sont pas gérées, et les temps de communications mis en jeu sont élevés. Derbel *et al.* [29] s'affranchissent de ce problème en tentant de comprendre la façon dont les performances de l'algorithme sont affectées par le parallélisme et de trouver quelles sont les accélérations maximales pouvant être obtenue en utilisant un mode de parallélisation à grain fin et à grand échelle. Ainsi, les auteurs proposent une version complètement distribuée, ou chaque direction est traitée par un processeur. Tous

les processeurs exécutent donc le même algorithme mono-objectif dans le but de trouver la meilleure solution à leur sous-problème, et qui fera partie de l'approximation du front de Pareto final.

4.5 Aperçu des travaux d'optimisation de centrales nucléaires

Il existe deux types d'optimisations concernant la manœuvrabilité des centrales : les optimisations *on-line* et celles *off-line*. Dans le premier cas, l'objectif est d'optimiser la réponse de la centrale durant un transitoire donné, et consiste en quelque sorte en l'élaboration d'un opérateur optimal, qui permettrait de minimiser les écarts entre des grandeurs mesurées ou calculées et leur valeurs cibles, tout en satisfaisant certaines contraintes comme la puissance linéique ou l'*axial offset*. Le but est donc de minimiser les écarts entre le comportement de référence attendu et la gestion courante. La meilleure solution possible est ainsi la solution de référence. Dans le second cas, une optimisation d'un certain nombre de grandeurs caractéristiques de la centrale sont optimisées, dans le but de répondre à un cahier des charges ou d'améliorer la solution existante, dans le cas de transitoire de puissance ou de fonctionnement en base.

4.5.1 Méthode *on-line*

Depuis les années 70, de nombreuses études ont été réalisées dans le but d'automatiser le contrôle des centrales, et de remplacer les actions manuelles d'un opérateur. Ces études se basent sur des grandeurs comme la température moyenne, ou la puissance, et plusieurs méthodes existent, dont nous allons voir les principes. Le contrôleur assisté par retour d'état, tout d'abord, a montré ses bonnes performances [39] tant du point de vue de la stabilité que de la robustesse. Il s'agit d'une boucle de rétroaction, basée sur un estimateur d'erreur entre la valeur attendue et la valeur réalisée, corrigée d'un gain ajustable afin d'accélérer ou de ralentir la réponse du système à une perturbation donnée. L'algorithme consiste en l'élaboration du pilotage au fur et à mesure du transitoire, et construit donc point par point la réponse de l'opérateur. Une régulation de la puissance thermique est réalisée dans cet exemple, en ajustant le déplacement des grappes de contrôle. Cependant, les états accessibles par le système ne sont pas forcément tous calculables, et il est nécessaire de les estimer par un observateur [82]. Le problème de cette estimation est qu'elle dégrade les propriétés de stabilité et de robustesse de l'algorithme, et de nombreuses variantes ont donc été développées. En plus d'ajuster la température de fluide primaire et non la puissance, Arab-Alibeik et Setayeshi [8] proposent une boucle de retour modifiée, intégrant un contrôle de type linéaire quadratique Gaussien, obtenue par un filtre de Kalman, et ce afin de minimiser les effets de cette estimation. La théorie du contrôle optimal est très similaire au contrôleur assisté par retour d'état, mais permet une autre estimation de l'erreur, ou plutôt une estimation de la performance d'une action, au prix d'une complexification de la résolution du problème. L'idée est de résoudre un système d'équations intégro-différentiel qui maximise un index de performance calculé *on-line*. Un contrôle du cœur de réacteur et des oscillations xénon durant un transitoire de suivi de charge est ainsi effectué [17, 112, 111] en appliquant la théorie du contrôle optimal et des techniques de maximisation de l'index de performance différentes. Tous ces contrôleurs ont cependant l'inconvénient d'être basés sur un modèle dynamique du cœur linéarisé, établi et valable pour un nombre de points de fonctionnement réduit, et si

ce point de fonctionnement change, le contrôleur doit être reconstruit. De plus, si l'état du cœur varie au cours du transitoire, le résultat risque de ne plus être optimal.

Pour dépasser les limites du modèle linéaire simplifié, il est bien évidemment possible de définir un modèle non-linéaire de centrale, comme présenté par Dong *et al.* [32]. Cette dernière étude se base sur les équations de Hamilton (principe de moindre action), et considère donc les échanges et la dissipation de l'énergie au sein du système. Pour le problème considéré, une variable caractérisant l'état du système, une variable caractérisant la commande, et un critère de performance (qui est une fonction de la commande et qui dépend de l'état, et qu'il faut minimiser) sont définis. Il s'agit là encore d'un contrôleur de type filtre, présentant des caractéristiques de stabilité et précision dépendantes des constantes ajustables du contrôleur. La particularité de ce contrôleur et qu'il fourni la réponse de l'opérateur pour la totalité du transitoire et les constantes ajustables de ce contrôleur sont établies par exemple en fonction du transitoire considéré ou de l'état du réacteur. Cela permet un ajustement de la réponse de la centrale.

En alternative aux contrôleurs de type filtre avec chaine de retour, il est possible d'utiliser des modèles informatiques tels que les réseaux de neurones, la logique *floue*, ou encore des algorithmes génétiques. Par exemple, Ku *et al.* [66] présentent un contrôleur de la température primaire, construit en utilisant deux réseaux de neurones intégrants la rétropropagation, consitu s d'une seule couche cachée. Le premier réseau de neurones prend en arguments le signal de référence, les biais connus, la sortie retardée du modèle non-linéaire de la centrale, ainsi que sa propre sortie retardée. Cela doit permettre de prendre en compte les effets d'historique dans une certaine mesure, ainsi que les écarts entre le résultat escompté d'une action donnée, et son effet réel. Le second réseau de neurones, prend en entrée la sortie du premier, ainsi que la sortie retardée du modèle de la centrale, et doit permettre de classer les "bonnes" actions des "mauvaises". Khajavi *et al.* présentent dans [60] un contrôleur optimal présentant de bonnes performances pour une large gamme de scénarios, et basé sur la logique *floue*. Cette logique *floue* s'oppose aux logiques modales (algèbre de Boole), et autorise la valeur de vérité d'une assertion à parcourir d'autres domaines que vrai/faux : on défini alors des degrés de satisfaction. Pour cette raison, elle semble bien adaptée au cas de centrales nucléaires. Par exemple, prenons le cas simple d'un réacteur dont on veut réguler la température moyenne du fluide primaire par action sur les barres. On défini la valeur d'entrée "la température est-elle élevée?", et une valeur de sortie "descendre les barres". Ainsi, on implémente la règle dite floue : "si la puissance est élevée, descendre les barres". En logique classique, il y aurait deux cas possibles : vrai, auquel cas on doit insérer les barres, ou faux auquel cas on ne les insère pas. Avec la logique floue en revanche, il est possible de définir différents degrés de réponse, correspondants par exemple aux régions définies par les vitesses du groupe de régulation de température (Fig. 1.7). Une solution possible serait donc : "la température est plus élevée que la référence de 1 C" donc on insère les barres à la vitesse de 8 pas par minute, ou encore : "la température est plus élevée que la référence de 3 C" donc on insère les barres à la vitesse de 72 pas par minute. Bien entendu, il s'agit d'une application très simplifiée, et les règles de logique floue sont en fait assez complexes à mettre en place, puisque issues d'essais et d'erreurs. De plus, il n'est pas nécessaire de considérer des réponses linéaires comme dans l'exemple précédent, et il est tout à fait possible d'imaginer des réponses sigmo ides, tangente hyperbolique, etc. Liu et Chan [71] vont donc jusqu'à proposer un modèle basé sur la logique floue, dont les règles et les implications sont apprises et ajustées par un réseau de neurones.

Un autre type de contrôleur dit prédictif (*model predictive*, en anglais) se base sur la prédiction des  v nements dans un intervalle glissant (*horizon de prédiction*), et ajuste les

contrôles mis en place pour que cette prédiction soit le plus proche possible de la valeur cible. Un historique ainsi que différents cas d'application de ce contrôleur sont réalisés dans [43]. La Fig. 4.3 présente le principe général de ce contrôleur.

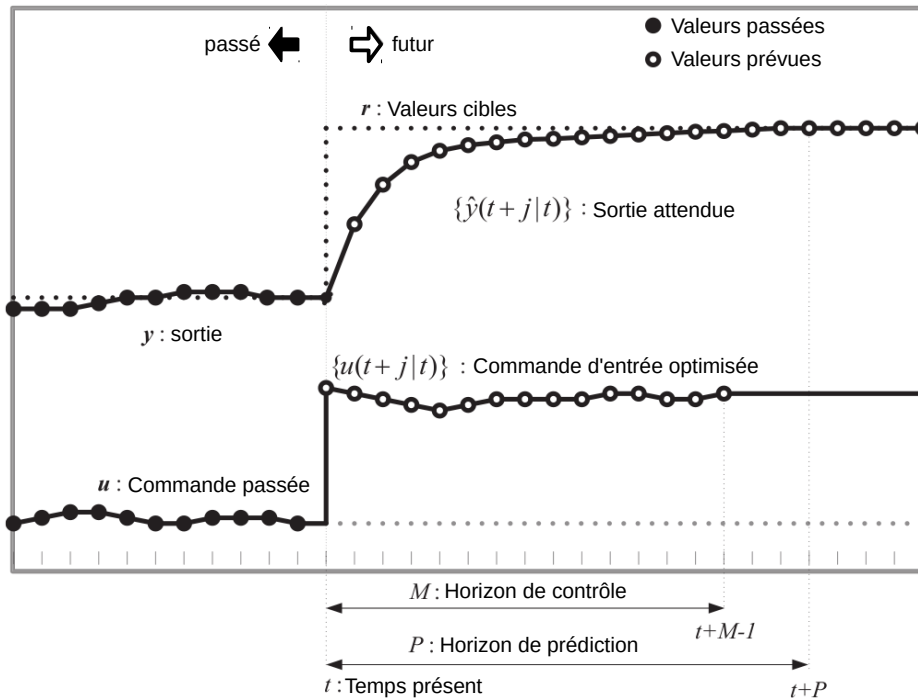


FIGURE 4.3 – Illustration, pour un pas de temps donné, des horizons de contrôle et de prédiction, et de la prévision de la sortie attendue en fonction de la commande d'entrée [62].

Les étapes clés de ce contrôleur sont donc l'estimation, à partir d'un instant donné, de la sortie d'intérêt du réacteur, ainsi que le choix des actions à effectuer à chaque pas de temps. Na *et al.* [77] développent un contrôleur prédictif dans le but de minimiser à la fois la différence entre la puissance calculée et la valeur cible, mais aussi l'utilisation des barres de contrôle. Pour prédire l'état future du réacteur, un modèle de logique floue a été implémenté, et un algorithme génétique évolutionnaire multiobjectif permet la détermination des actions optimales à effectuer à chaque pas de temps. Dans le même principe, Kim *et al.* [62] proposent un autre contrôleur prédictif, basé sur les algorithmes génétiques pour l'optimisation des actions, mais qui est couplé avec un code de calcul pour prédire le comportement du réacteur. Le but est sensiblement le même que dans l'étude précédente, mais la question de l'*axial offset* est ajoutée.

4.5.2 Méthode *off-line*

Pour ce type de méthodes, le but n'est pas de suivre en temps réel un fonctionnement idéal, mais d'ajuster certains paramètres de façon permanente, afin par exemple d'améliorer le comportement des centrales en fonctionnement normal ou accidentel (optimisation des cartes de chargement et rechargement du combustible, réglage des caractéristiques des pastilles, identification de nouveaux modes de pilotage), ou encore de réduire les coûts de fonctionnement (augmentation de l'utilisation du combustible ou réduction du volume d'effluents) tout en

garantissant les critères de sûreté.

Un problème d'optimisation bien connu est le problème de la disposition des assemblages combustible dans le cœur, ainsi que leur rechargement à chaque cycle [59]. Nous avons vu au Chapitre 1 qu'une grande liberté dans le choix des plans de chargement et rechargement est offerte, comme par exemple les stratégies in/out, out/in, mais aussi des stratégies hybrides. Le nombre de positionnements possibles est énorme, puisque le nombre de solutions vaut à priori la factorielle du nombre d'assemblage. Toutefois, il apparaît des contraintes de nature à la fois technique et économique qui permettent de réduire ce nombre de cartes de positionnement possibles. D'un point de vue technique, on peut citer les contraintes résultants du modèle de gestion du cœur, de considérations physiques (symétrie), du respect des critères de sûreté (pic de puissance, marges d'antiréactivité, limitation du coefficient modérateur) et de conception du combustible (irradiation maximale, nombre maximal de cycles, positionnement sous grappes). D'un point de vue économique, on parle cette fois-ci de contraintes liées au placement des arrêts (longueur des campagnes, sous-tendant le facteur d'utilisation du combustible) ou à l'importance des marges pour la souplesse d'exploitation.

Un aperçu des capacités des algorithmes évolutionnaires, et plus particulièrement des essais particuliers, à résoudre ce type de problème est proposé [106]. Les auteurs étudient le problème du rechargement dans le but d'augmenter la longueur de cycle, en contraignant ici encore le facteur de forme. Le principe de l'étude est repris [22] et les auteurs utilisent une méthode différente de production des solutions (random keys) ou [61], mais appliquée cette fois à un cœur très hétérogène radialement, et dans le but de minimiser le pic de puissance. D'autres algorithmes tels que les algorithmes génétiques, ou les colonies de fourmis sont utilisés pour résoudre le même type de problème [9, 30], dans le but d'optimiser conjointement le facteur de forme et le coefficient de vidange. Les auteurs se proposent même d'intégrer des tranches axiales fertiles et fissiles, en plus des h t rog nit s radiales. Ils découpent donc le problème en deux parties, réalisant dans un premier temps l'optimisation du placement des tranches fertiles et fissiles dans un assemblage 1D en milieu infini, puis intègrent les solutions trouvées dans le cœur, pour optimiser dans un second temps la carte de chargement. Les contraintes que doivent respecter les plans de chargement sont, pour la plupart, traitées de manière strictes dans la mesure où une solution ne respectant pas ces contraintes est éliminée d'office au cours de la recherche. Meneses *et al.* [23] introduisent un algorithme heuristique, décrivant des règles que doivent respecter les solutions, s'appuyant sur les contraintes, mais non strictes. Par exemple, pour limiter le pic de puissance, il ne faut pas placer côte à côte deux assemblages neufs, parce qu'ils sont plus réactifs que les autres. L'idée est de relaxer la contrainte en comptant les assemblages neufs côte à côte dans le plan de chargement, et de pénaliser les plans qui présentent un index élevé, mais sans les éliminer lors de l'optimisation. Alors qu'avec le système de contrainte forte, il est possible d'éliminer des solutions qui seraient intéressantes par ailleurs, ou à l'inverse évaluer des solutions dont on sait pertinemment qu'elles ne seront pas bonnes, l'utilisation d'heuristiques permet de limiter ce phénomène, en guidant la recherche vers des solutions satisfaisants les différents index définis.

En ce qui concerne l'optimisation des propriétés physiques du combustible, le problème de la conception du combustible [106] a pour objectif de maximiser le flux thermique moyen, en contraignant le facteur de multiplication afin d'être proche de la criticité, le facteur de modération qui doit être négatif en permanence ou le facteur de forme. Les paramètres ajustables sont alors le diamètre des pastilles, l'épaisseur de la gaine, leur matériaux respectifs ainsi que l'épaisseur de la couche de modérateur. Les auteurs s'intéressent à la capacité des essais particuliers à résoudre ce type de problème. Pereira et Lapa [83] réalisent une optimisation

des dimensions des pastilles, d'enrichissement du combustible et de choix des matériaux pour minimiser le pic de puissance moyen dans le cœur, incluant des restrictions sur le flux thermique, sur le facteur de multiplication et sur le facteur de modération. Il est montré [90] que ce type de problème peut être traité avec d'autres algorithmes, et les auteurs proposent une optimisation similaire, avec un algorithme stochastique, proche du recuit simulé.

Une toute autre application [84, 91, 92] consiste à optimiser la stratégie de test de maintenance sur une partie du circuit secondaire. Les algorithmes utilisés sont soit une métaheuristique inspirée de la physique de collision entre particules, soit un algorithme génétique sur différentes architectures d'îlots parallèles. L'idée est de maximiser la disponibilité du système pour une période donnée, en considérant des caractéristiques réalistes comme le vieillissement des composants à l'arrêt pour test, les implications sur les temps d'arrêt des dysfonctionnements des composants lors de leur redémarrage, les propriétés des composants comme les temps nécessaires pour réaliser les tests qui leur sont propres, ou encore le fait que les tests ne sont pas nécessairement périodiques.

Finalement, les métaheuristiques, et plus particulièrement les algorithmes évolutionnaires semblent particulièrement adaptés à l'optimisation de diverses caractéristiques des centrales. À notre connaissance, il n'existe cependant pas d'optimisation de la gestion des centrales en transitoire de puissance faite *off-line*, et ce travail étend donc l'utilisation des algorithmes évolutionnaires à ce nouveau type de problème.

4.6 Conception des algorithmes d'optimisation pour le problème considéré

Nous venons de le voir, la littérature foisonne d'algorithmes performants et de méthodes d'amélioration, tant sur des problèmes d'optimisation mono-objectif que multiobjectif, et aussi bien en version séquentielle que parallèle. Pour réaliser les optimisations mono-objectif, notre choix s'est porté sur les algorithmes types stratégie d'évolution, et plus particulièrement celles du type $(\mu + \lambda)$ -EA. L'algorithme a été implémenté en parallèle suivant un mode asynchrone et avec une architecture de type maître-esclave. Cet algorithme est généralisée dans le cas multiobjectif grâce à une approche par décomposition où le problème global est décomposé en sous-problèmes mono-objectif, chacun résolu par un algorithme type $(\mu + \lambda)$ -EA. La brique élémentaire de cet exercice d'optimisation est l'algorithme $(\mu + \lambda)$ -EA dont on précise l'implémentation dans cette section. Un opérateur primordial dans l'exécution de cet algorithme est l'opérateur de mutation, et nous commencerons donc par décrire cet opérateur.

4.6.1 Principe de la mutation

L'opérateur de mutation est basé sur la mutation classique des vecteurs entiers, chaque variable étant modifiée selon une loi de Bernouilli. Le taux de mutation p définit le paramètre de la distribution de Bernouilli qui permet de sélectionner les paramètres (ou variables) de la solution qui vont être modifiés. Le nombre de variables modifiées suit donc une distribution binomiale de paramètres n (le nombre de variable de chaque solution) et p , et l'espérance du nombre de variables modifiées est np . Lorsqu'une variable a été choisie pour être modifiée, un entier aléatoire tiré en utilisant une loi uniforme autour de la valeur courante remplace la valeur courante. Considérons par exemple x_j la valeur de la variable numéro j de la solution courante, et δ_j défini par $\lfloor r \cdot (M_j - m_j) \rfloor$. Les notations M_j et m_j font référence respectivement à la plus grande et à la plus petite valeur admissible de x_j (ce sont les contraintes sur ce

paramètre), et elles sont définies pour tous les paramètres dans la Table. 1.4. $r \in [0, 1]$ est un paramètre de la mutation, qui permet d'ajuster la plage de variation des variables lors du tirage aléatoire. La valeur mutée x'_j de la variable j est ainsi tirée aléatoirement uniformément dans l'intervalle :

$$[x_j - \delta_j, x_j + \delta_j] \cap [m_j, M_j] \setminus \{x_j\}$$

De plus, afin d'éviter de r -évaluer une solution dont la réponse est connue, une table de hachage [64] est utilisée, qui permet d'enregistrer toutes les solutions déjà évaluées. A chaque fois qu'une nouvelle solution doit être produite, l'opérateur de mutation est appliqué tant que la solution mutée est dans la table de hachage.

4.6.2 Algorithme mono-objectif : AMS- $(\mu + \lambda)$ -EA

L'architecture du calculateur [1] destinée à exécuter les algorithmes étant faite pour fonctionner de manière massivement parallèle (plusieurs milliers de c eurs de calcul disponibles), le fait de décharger un processeur de réaliser les calculs n'engendre pas une grosse perte. En revanche, la structure de type maître-esclave permet de profiter de la connaissance globale de l'état de la recherche sans le désavantage ici du nœud maître surchargé par les communications (temps de calcul très long par rapport au temps de communication, et dépendant de la solution évaluée) en plus de centraliser toutes les opérations de lecture/écriture des fichiers de résultats. Chacun des processeurs de calcul n'a ainsi pas de connaissance globale du système, mais se concentre sur la solution qu'il doit évaluer.

D'après les tests réalisés sur le modèle que nous avons développé, le temps de calcul moyen d'évaluation d'une solution est autour de 40 minutes, mais varie substantiellement d'une solution à l'autre. Le calcul la plus rapide observé jusqu'à présent a ainsi évalué une solution en un peu moins d'une demie heure, tandis que le plus long a duré plus d'une heure et demie. De plus, certaines solutions présentent des caractéristiques qui ne sont pas physiquement acceptables, et qui conduisent le calcul à s'arrêter, augmentant d'autant plus les différences entre les temps de calcul. Dans cette configuration, on comprend bien qu'implémenter un algorithme synchrone reviendrait à perdre beaucoup de temps d'attente sur certains processeurs. C'est pour cette raison que l'algorithme été implémenté de façon asynchrone.

En connaissant le temps moyen d'une évaluation, et le temps maximal de simulation autorisé sur le calculateur qui est relativement court (de l'ordre de 24 heures), on déduit que le nombre moyen de simulations par processeur, et qui correspond au nombre d'itérations sera de l'ordre de 35, ce qui est faible au regard de la taille de l'espace de recherche. Ainsi, en choisissant une valeur de μ faible, l'algorithme AMS- $(\mu + \lambda)$ -EA est rendu glouton et devrait avoir une grande vitesse de convergence. Pour la majeure partie de l'exercice d'optimisation mono-objectif, on prendra $\mu = 1$, mais il sera étudié en tant que paramètre ajustable dans la suite. La valeur de λ correspond dans notre cas au nombre de processeurs de calcul, c'est-à-dire au nombre total w de processeurs alloués moins un. Le pseudo code de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA est présenté dans les Algo. 2 et 3 (respectivement du point de vue du processeur maître et des processeurs de calcul).

Dans un premier temps, l'algorithme exécuté sur le processeur maître produit $\lambda = w - 1$ solutions pseudo-aléatoires en utilisant un plan d'expériences basé sur les nombres pseudo-aléatoires de Sobol [96, 97] (voir Annexe C). Cette initialisation permet d'améliorer la couverture de l'espace de recherche par rapport à un tirage purement aléatoire en augmentant la discr pence. Chacune de ces solutions aléatoires est ensuite envoyée de manière non blo-

Algorithme 2 : AMS-(1 + λ)-EA asynchrone type maître-esclave, du point de vue du maître.

```

1 pour  $i$  processeur de calcul faire
2    $x^i \leftarrow$  Initialisation           /* en utilisant les séquences de Sobol */
3   Envoyer  $x^i$  au travailleur  $i$          /* non bloquant */
4 fin
5  $f^* \leftarrow$  valeur minimale
6 tant que message en attente et temps non écoulé faire
7   Recevoir Msg du travailleur  $i$        /* non bloquant */
8    $f^i \leftarrow$  Msg
9   Enregistrer ( $x^i, f^i$ ) dans la table de hachage
10  si  $f^i \leq f^*$  alors
11     $x^* \leftarrow x^i$ 
12     $f^* \leftarrow f^i$ 
13  fin
14   $x^i \leftarrow$  Muter  $x^*$ 
15  Envoyer  $x^i$  au travailleur  $i$        /* non bloquant */
16 fin
17 retourner  $x^*$ 

```

Algorithme 3 : AMS-(1 + λ)-EA asynchrone type maître-esclave, du point de vue des travailleurs.

```

1 Recevoir Msg du maître                 /* bloquant */
2  $x^i \leftarrow$  Msg
3  $f^i \leftarrow$  Evaluer  $x^i$ 
4 Envoyer  $f^i$  au maître                 /* bloquant */

```

quante à un processeur de calcul pour évaluation. Les processeurs de calculs exécutent l'Algo. 3 : recevoir la solution envoyée par le processeur maître, calculer le critère grâce au simulateur, et renvoyer le résultat au processeur maître. Dans le même temps, la boucle principale de l'Algo. 2 est exécutée par le processeur maître : attendre un message d'un processeur de calcul, lorsqu'une valeur de critère est reçue d'un processeur i , la meilleure solution connue est mise à jour si nécessaire (la meilleure solution est remplacée même en cas d'égalité, permettant d'augmenter la diversité de la recherche). Une nouvelle solution (non déjà évaluée) est alors produite par mutation de la meilleure connue, et renvoyée pour évaluation au même processeur de calcul i . Les communications se faisant en mode non-bloquantes, le processeur maître est alors disponible pour traiter les requêtes des autres processeurs de calcul. Le critère d'arrêt correspond au temps de calcul.

4.6.3 Algorithme multiobjectif : AMS-MOEA/D

L'Algorithme de type MOEA/D parallèle asynchrone de type maître esclave dont le pseudo-code est présenté dans Algo. 4 est basé sur l'algorithme mono-objectif présenté dans l'Algo. 2, à la différence qu'un nouveau degré de parallélisme est introduit. Dans la mesure où le nombre de processeurs est supérieur au nombre de directions (de l'ordre de la centaine), il

est possible d'attribuer toutes les directions à au moins un processeur, et une direction correspond à plusieurs processeurs. Pour chaque direction, l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA présenté précédemment est utilisé pour résoudre le sous-problème associé. Seul l'algorithme du point de vue du maître est présenté, puisque celui du point de vue du travailleur ne change pas. L'initialisation de la population initiale n'est pas non plus modifiée et chaque processeur de calcul se voit assigné une première solution pseudo-aléatoire à évaluer. Une fois cette étape d'initialisation passée, chaque direction possède sa meilleure solution en mémoire. Lorsque le processeur i a terminé l'évaluation de la solution courante x_i , les composantes du point idéal sont mises à jour, et toutes les directions d du voisinage de la direction courante d_i associée au processeur i sont parcourues (y compris d_i), on y remplace par la solution x_i les solutions moins bonnes, et on enregistre l'optimum local. La meilleure solution de la direction courante est ensuite mutée, puis renvoyée au processeur de calcul. Le processus continue tant que le temps limite n'est pas atteint. La dernière étape de sélection peut être précédée d'une étape de changement de direction, dans le but d'adapter en temps réel la répartition des ressources par direction. Ainsi, il est soit possible de mettre plus de ressources suivant une direction donnée si celle-ci semble avoir du mal à converger, dans le but d'obtenir une approximation du front de Pareto la plus homogène possible, soit insister sur les directions qui donnent les meilleurs résultats, dans le but de trouver des solutions encore plus performantes selon ces directions. Sinon, il est tout simplement possible de conserver la même direction et la répartition initiale de changera pas.

On rappelle que la fonction objectif f possède d composantes (les différents critères à optimiser notés f_k , $k \in [1, d]$), et la notation f^D représente la valeur de la décomposition suivant la direction D de la fonction objectif. La fonction de décomposition considérée est la fonction de type Tchebychev (norme infinie), mais il est envisagé d'étudier l'influence d'une fonction de type norme un sur les performances de l'algorithme.

4.7 Conclusion

La littérature foisonne de travaux concernant l'optimisation de centrales nucléaires. Cette optimisation peut concerner une optimisation du pilotage en ligne, consistant à trouver les actions optimales à effectuer pour piloter une centrale. Dans ce cas-là, la solution optimale est souvent connue et correspond au pilotage idéal effectué par un opérateur. Le but de ce type d'optimisation est de se substituer à un opérateur humain pour piloter la centrale nucléaire en fonctionnement normal ou accidentel. Le type d'optimisation le plus commun se fait hors ligne, et consiste à déterminer des paramètres optimaux pour répondre à une problématique donnée. Par exemple, optimiser le placement des assemblages de combustible pour limiter les facteurs de point chaud. L'exercice d'optimisation considéré ici est, à notre connaissance, le premier à considérer l'optimisation du pilotage d'une centrale par un ajustement de paramètres hors-ligne.

Pour mener à bien cette étude, deux algorithmes sont considérés. Un premier pour effectuer une optimisation mono-objective des critères *axial offset* et volume d'effluents, le second pour effectuer une optimisation bi-objective de ces critères. L'algorithme mono-objectif est un algorithme évolutionnaire de type $(1 + \lambda)$ -EA, qui fait partie de la classe des métaheuristiques et correspond à un type d'algorithme appelé "stratégie d'évolution". À chaque génération, l'algorithme sélectionne la meilleure solution parmi une population (de λ solutions) au regard du critère considéré, et mute aléatoirement cette solution pour générer la population de la gé-

Algorithme 4 : Algorithme AMS-MOEA/D, basé sur un algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA, asynchrone type maître-esclave, du point de vue du maître.

```

1 pour  $i$  processeur de calcul faire
2    $D_i \leftarrow$  Attribuer direction au processeur  $i$ 
3    $x_i \leftarrow$  Initialiser /* en utilisant les séquences de Sobol */
4   Envoyer  $x_i$  au travailleur  $i$  /* non bloquant */
5 fin
6  $f_D^* \leftarrow$  valeur minimale pour chaque direction  $D$ 
7  $z^* \leftarrow$  point idéal
8 tant que message en attente et temps non écoulé faire
9   Recevoir Msg du travailleur  $i$  /* non bloquant */
10   $f_i \leftarrow$  Msg
11  pour  $k$  de 1 à  $d$  faire
12    si  $f_{i,k} < z_k^*$  alors
13       $z_k^* \leftarrow f_{i,k}$ 
14    fin
15  fin
16   $D_i \leftarrow$  direction courante
17  pour  $D \in \mathcal{N}(D_i)$  faire
18    si  $f_i^D \leq f_d^*$  alors
19       $x_d^* \leftarrow x_i$ 
20       $f_d^* \leftarrow f_i^D$ 
21    fin
22  fin
23   $D_i \leftarrow$  Choisir une nouvelle direction
24   $x_i \leftarrow$  Muter  $x_i^*$ 
25  Envoyer  $x_i$  au travailleur  $i$  /* non bloquant */
26 fin
27 retourner  $\{x^*\}$  correspondants à toutes les directions

```

nération suivante. Toutes les nouvelles solutions sont alors évaluées à leur tour, et le processus recommence. Il s'agit d'un algorithme stochastique glouton, dont l'utilisation est particulièrement bien adaptée aux problèmes nécessitant une convergence rapide. Dans notre cas, le coût de l'évaluation d'une solution au problème par la fonction objectif est très coûteux, et le temps de simulation disponible ne permet pas beaucoup de générations. L'algorithme est codé pour être exécuté sur une architecture massivement parallèle de façon asynchrone, avec des communications entre les processeurs de type maître-esclave : un processeur (le maître) exécute l'algorithme et envoie les solutions à évaluer à tous les autres processeurs (les esclaves) qui déterminent les critères des solutions par la fonction objectif. Cet algorithme est appelé AMS- $(1 + \lambda)$ -EA.

L'algorithme bi-objectif est également un algorithme de type métaheuristique. Il est inspiré de l'algorithme MOEA/D qui se base sur le principe de la décomposition. Le problème multi-objectif est découpé en plusieurs problèmes mono-objectifs grâce à différentes pondérations des critères. Chaque pondération est appelée direction de recherche. Cet algorithme fait donc appel à l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA pour les optimisations suivant les directions de recherche.

Ici encore, l'algorithme est développé pour une architecture massivement parallèle asynchrone avec des communications de type maître-esclave. Nous le nommons AMS-MOEA/D. Le maître garde en mémoire, pour chaque direction, la meilleure solution évaluée et toutes évoluent vers le front de Pareto. Pour améliorer la robustesse et les performances de cet algorithme, il est possible de mettre en place des communications entre les directions voisines qui peuvent alors s'échanger des solutions lorsque celles-ci sont performantes.



Optimisation mono-objective des critères *axial offset* et volume d'effluents

Dans ce chapitre, l'optimisation mono-objective des critères *axial offset* et volume d'effluent est réalisée grâce à l'algorithme évolutionnaire AMS- $(1 + \lambda)$ -EA développé dans le Chapitre 4. Le but est de trouver un ou des modes de pilotage qui minimisent les valeurs de critères *axial offset* et volume d'effluents (Chapite 1). Nous nous focalisons dans un premier temps sur l'optimisation du critère *axial offset* pour étudier les performances de l'algorithme exécuté avec des paramètres de référence. Une analyse est alors menée pour améliorer les performances de l'algorithme et deux méthodes d'ajustement des paramètres sont utilisées, dont les résultats sont comparés : une méthode paramétrique classique et une méthode statistique originale s'appuyant sur l'analyse du paysage de fitness. Cette étude d'optimisation mono-objective offre la possibilité d'étudier la sensibilité de la fonction objectif vis-à-vis des variables ajustables en explorant le domaine de recherche, ce qui permet de valider leur choix à posteriori. Cette étude permet également de vérifier qu'il est possible d'améliorer les critères choisis, et de montrer qu'ils sont contradictoires et non corrélés. Les résultats de ce chapitre servent donc de base pour l'optimisation multiobjective du chapitre 6, en validant d'une part les variables et les critères, mais en proposant également des paramètres performants de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA. Chacune des directions de recherche de l'algorithme MOEA/D (voir Chapitre 4) correspond ainsi à l'exécution d'une instance de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA et les performances de l'algorithme mono-objectif impactent directement les performances de l'algorithme multiobjectif.

Ce chapitre propose également une analyse des modes de pilotage obtenus. Les solutions évaluées par les deux processus d'optimisation sont rassemblées et toutes les solutions non dominées sont identifiées. Cela permet de construire une première approximation du front de Pareto. Quelques solutions optimales parmi les solutions non dominées sont analysées physiquement pour comprendre les modes de pilotage associés. Une étude concernant les paramètres de pilotage des ensembles de solutions performantes suivant les deux critères est ensuite réalisée pour tenter de trouver des stratégies de pilotage communes à ces deux ensembles. Finalement, les modes de pilotages associés aux solutions optimales sont testés vis-à-vis d'autres critères discriminants. Le premier correspond au retour à l'équilibre du cœur après le transitoire de suivi de charge et il est étudié grâce au diagramme de Shimazu. Le second consiste à relancer un transitoire de suivi de charge avec ces modes de pilotages, mais pour un taux de combustion différent, afin d'observer comment se comportent ces solutions en cours de cycle. Le but est de vérifier si les solutions optimales sont également performantes tout au long du cycle d'irradiation, pour répondre à la problématique de l'augmentation de



la disponibilité des centrales sur un cycle d'irradiation.

5.1 M ethodologie d'ajustement des paramètres de l'algorithme

Dans cette section, nous résumons les étapes nécessaires à la mise en place de la configuration de l'algorithme mono-objectif utilisé. Le choix des paramètres de l'algorithme résulte d'un processus coûteux par essais-erreurs, et dont la connaissance à postériori permet de proposer une méthodologie pour les exercices d'optimisation similaires.

Dans un cadre très contraint par les ressources disponibles au regard du temps de simulation nécessaire à l'exécution de l'algorithme d'optimisation, la problématique est d'identifier les paramètres de l'algorithme qui sont susceptibles de modifier ses performances, et de les ajuster pour améliorer la qualité des solutions optimales obtenues. Les paramètres ajustables sont au nombre de 5 et correspondent aux deux paramètres de mutation (p et r),   la taille de la population initiale (Π), au paramètre de l'opérateur de sélection (μ), et au degré d'asynchronicité (τ). Dans un premier temps, l'algorithme est avec une configuration de référence. Le taux de mutation de référence est choisi égal à l'inverse du nombre de variables ajustables ($p = 0.1$) pour qu'à chaque mutation, une ou deux variables maximum soient modifiées, ce qui est un choix communément admis dans la littérature pour ce type d'algorithmes [47]. La plage de tirage aléatoire est choisie arbitrairement, et représente 5% de la plage de variation totale. L'opérateur de sélection ne conserve que le meilleur individu ($\mu = 1$), la population initiale est égale au nombre de processeurs de calcul ($\Pi = 3071$) et l'algorithme est complètement asynchrone ($\tau = 1$). La dynamique de convergence des solutions vers l'optimum apparaît lente avec ce jeu de paramètres, surtout en fin d'optimisation où de longs plateaux (durant lesquels les meilleures solutions présentent les mêmes valeurs de critères) sont observables. De plus, les résultats du processus d'optimisation sont très dépendants de la population initiale, traduisant un algorithme peu robuste. Ces observations conduisent à modifier ces paramètres dans le but d'améliorer les capacités d'exploration et d'exploitation de l'algorithme, augmenter sa robustesse vis-à-vis de la population initiale. Les valeurs testées sont présentées dans le Tab. 5.1. L'optimisation de référence sert à étudier les performances de l'algorithme exécuté avec des jeux de paramètres modifiés. La suite s'attache à décrire les effets attendus de ces paramètres, ainsi que les résultats issus des optimisations correspondantes. Les couplages entre ces paramètres ne sont pas étudiés.

	Paramètre	Valeurs testées
Mutation	p	0.1 , 0.2, 0.3, 0.4
	r	0.05 , 0.1, 0.2, 0.5
Population initiale	Π	3071 , 10000, 50000, 90000
Sélection	μ	1 , 10, 100, 1000
Degré d'asynchronicité	τ	0.02, 0.95, 0.99, 1

TABLE 5.1 – Paramètres ajustables de l'algorithme, et valeurs testées. Les valeurs de référence sont en gras.

Les paramètres de mutation (taux de mutation et plage de variation aléatoire) permettent d'ajuster les capacités d'exploration et d'exploitation de l'algorithme, et sont connus pour avoir une forte importance sur les performances des algorithmes évolutionnaires. Ils sont donc étudiés en premier lieu. Une étude paramétrique intégrant les seize configurations pos-

sibles de ces deux paramètres (les autres paramètres étant identiques) montre que les performances de l'algorithme dépendent effectivement fortement de ces paramètres. Elle permet de conclure que dans le cas d'une fonction d'évaluation très coûteuse et lorsque la problématique de la neutralité est importante, la plage de variation aléatoire et le taux de mutation doivent être choisis grands afin d'améliorer la probabilité d'amélioration et augmenter la vitesse de convergence. Cette étude s'avère néanmoins très coûteuse en termes de temps de calcul, et l'idée d'arriver à prédire ce résultat de manière moins coûteuse nous conduit à considérer les études de paysage de fitness, comme cela est proposé dans [104]. Le principe est de comparer les caractéristiques des paysages de fitness (longueur d'autocorrélation, taux de neutralité) aux performances de l'algorithme (valeurs de critère des meilleures solutions). Les paysages de fitness sont pour cela générés par des marches aléatoires utilisant les mêmes paramètres de mutations que ceux considérés pour l'algorithme. La bonne corrélation entre les caractéristiques des paysages de fitness et des performances de l'algorithme montre qu'il est effectivement possible de prédire la meilleure configuration. Les résultats obtenus vont cependant à l'encontre des résultats de la littérature. Ainsi, dans le cas d'algorithmes évolutionnaires exécutés pour des temps de simulation courts, et avec une fonction d'évaluation coûteuse, nous recommandons de choisir les paramètres de mutation engendrant un échantillonnage grossier de l'espace objectif, c'est-à-dire celui donnant l'image la plus rugueuse possible de la fonction objectif. Usuellement, une fonction lisse est supposée plus simple d'optimisation.

Le paramètre correspondant à la taille de population initiale contrôle le nombre de générations aléatoires avant que ne débute la phase des mutations. Augmenter ce paramètre permet d'améliorer les capacités d'exploration de l'algorithme, et augmente sa robustesse vis-à-vis de modification de la population initiale. En revanche, pour un temps de simulation donné, une part moins importante est donnée à l'exploitation et la qualité des solutions obtenues risque donc d'être diminuée. Différentes valeurs de ce paramètre sont testées, permettant de vérifier ces hypothèses. Il apparaît que la valeur minimale de critère atteinte peut en effet être améliorée en augmentant la taille de la population initiale, mais que le nombre de simulations nécessaires pour atteindre la convergence augmente alors. Un compromis entre les phases exploratoires et d'exploitation, en prenant en compte le temps de simulation disponible, doit donc être trouvé. Les résultats préliminaires de l'étude de ce paramètre montrent que les simulations réservant plus d'un cinquième du temps de simulation à la phase aléatoire initiale ne convergent pas. Nous recommandons donc de limiter cette phase à cette proportion du temps de simulation. Des études complémentaires sont nécessaires pour affiner les conclusions.

Le paramètre caractéristique de l'opérateur de sélection représente le nombre de meilleures solutions maintenues au cours du processus de recherche, et caractérise donc l'opérateur de sélection. Le choix de la solution qui est utilisée pour le processus de mutation est choisie aléatoirement parmi ces μ meilleures. En augmentant la valeur de ce paramètre, les optima locaux devraient être évités (notamment lorsque la plage de variation aléatoire ou le taux de mutation sont trop faibles) puisqu'à chaque mutation, une solution a priori différente est utilisée. Une connaissance approfondie de la forme du paysage de fitness (largeur des puits) est nécessaire pour ajuster ce paramètre. Il est attendu en outre que l'augmentation de μ provoque un ralentissement de la convergence, la meilleure solution étant moins fréquemment choisie pour engendrer les solutions mutantes suivantes. Les études préliminaires montrent effectivement un ralentissement de la convergence, voire une convergence non atteinte pour la plus grande valeur de μ .

Le paramètre ajustant le degré d'asynchronicité est le dernier paramètre de cette

 tude. Un paramètre de 1 correspond à un algorithme compl ttement asynchrone, et un paramètre de 0 équivaut à un algorithme synchrone. L'influence du caractère synchrone/asynchrone des algorithmes évolutionnaires fait l'objet de plusieurs études [108, 65, 26, 50]. Les performances de quelques algorithmes parallèles pour les deux configurations y sont analysées, en faisant varier soit la largeur de la distribution des temps de calcul (paramètre de retard), soit le type d'environnement de calcul (homogène ou hétérogène). Les résultats montrent que pour des temps de calcul différents entre solutions, les configurations asynchrones sont meilleures puisque les temps morts sont évités, mais lorsque les variances de temps de calcul sont faibles, les algorithmes synchrones sont plus performants. Suivant l'algorithme étudié, les résultats peuvent néanmoins être légèrement différents. L'influence du type d'algorithme et des temps de simulation nous conduisent à étudier l'influence de ce paramètre sur l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA utilisant la fonction objectif correspondant au modèle de la centrale défini au Chapitre 3. Les études préliminaires montrent que diminuer ce critère diminue la vitesse de convergence, mais des études complémentaires sont nécessaires pour proposer une valeur optimisée de ce paramètre.

Une autre méthode d'amélioration des propriétés de convergence de l'algorithme est étudiée, qui consiste à remplacer la fonction objectif par un métamodèle de type *Random Forest* (voir Annexe E). Cette méthode consiste à construire le métamodèle sur un ensemble de solutions déjà évaluées, et une fois la fonction d'évaluation apprise, seul le métamodèle est utilisé lors du processus d'optimisation. Néanmoins, la complexité de la fonction d'évaluation engendre trop d'erreurs dans l'évaluation des critères, réduisant la qualité de l'optimisation. Le même type de métamodèle peut également être utilisé non plus en régression (pour se substituer à la fonction d'évaluation), mais en classification. Il permet alors de classer les solutions selon qu'elles soient meilleures que la référence ou non. Si le métamodèle classe une solution comme bonne, elle est évaluée par la fonction objectif. Si le métamodèle au contraire estime qu'elle n'est pas bonne, la solution est rejetée et n'est pas évaluée. Les résultats préliminaires sont présentés en Annexe E.

La méthodologie proposée s'appuie sur une étude paramétrique des paramètres identifiés de l'algorithme, pour proposer un ajustement hors ligne de ces paramètres. Une étude statistique basée sur l'analyse des paysages de fitness est également proposée pour l'ajustement des paramètres de mutation. Cette voie s'avère prometteuse, car nécessitant beaucoup moins de ressources que l'étude paramétrique, et des études complémentaires devraient permettre de généraliser son utilisation. Au final, l'ajustement des paramètres de mutation a permis d'améliorer les performances de l'algorithme et la qualité des solutions obtenues.

Cette méthodologie est appliquée à la détermination de paramètres optimaux permettant des performances améliorées de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA pour une optimisation du critère *axial offset*. Les paramètres optimaux obtenus lors de cette phase d'ajustement vont également être utilisés pour les optimisations du volume d'effluents. Cette étude s'est en effet avérée très couteuse en termes de temps de calcul et les ressources n'étaient pas suffisantes pour mener une seconde étude de ce type. Cela n'enlève rien à la qualité de l'optimisation du volume d'effluents puisque dans l'hypothèse ou les deux critères sont contradictoires, le fait de minimiser le premier augmente le second et inversement. On peut donc en première approche considérer que les paysages de fitness sont similaires et les paramètres optimaux devraient donc l'être aussi.

5.2 Optimisation avec les paramètres de référence

Dans un premier temps, et jusqu'à mention du contraire, tous les résultats présentés concernent l'optimisation du critère *axial offset*. Dans un premier temps, les performances de l'algorithme avec les paramètres de référence sont étudiées. Pour cela, l'algorithme AMS- $(1+\lambda)$ -EA proposé à la Section 4.6.2 est exécuté deux fois avec deux configurations différentes : l'une sur 3072 processeurs durant 24 heures et la seconde sur 1024 processeurs durant 72 heures. Dans tous les cas, le temps de calcul séquentiel est d'environ 74000 heures. Ces valeurs sont choisies de façon à garantir un nombre d'évaluations similaire entre les deux simulations, qui se situe aux alentours de 10^5 évaluations.

Un taux de mutation p communément utilisé avec les algorithmes évolutionnaires est égal à l'inverse du nombre de variables, pour que l'opérateur de mutation modifie en moyenne une variable par mutation. Avec un nombre de onze variables, le taux de mutation est fixé à $p = 0.1$ pour la paramétrisation de référence. La plage de variation aléatoire, est déterminée par le paramètre r qui en modifie l'amplitude. Ce paramètre est arbitrairement choisi égal à 0.05 (5% de la plage de variation totale de la variable en question) pour la paramétrisation de référence.

Nous présentons dans la suite de cette section les performances des deux exécutions de l'algorithme avec ces paramètres de référence.

5.2.1 Étude du temps de calcul

Les performances d'un algorithme asynchrone dépendent de la distribution du temps de calcul (voir Section 4.4). La Fig. 5.1 présente la distribution du temps de calcul et permet de justifier à posteriori l'utilisation d'un algorithme asynchrone. La distribution est en effet très étalée (variance de 386.4), indiquant que les temps de calcul d'une solution à l'autre peuvent être très différents. Le temps moyen d'une simulation est de 2426 secondes (soit 40 minutes) alors que le calcul le plus rapide est effectué en 1629 secondes (soit 27 minutes), et que le calcul le plus long dure 6169 secondes (soit une heure et 40 minutes). On remarque de plus que la distribution présente une queue importante, et qu'il y a donc plus de solutions dont le temps de calcul est long (supérieurs à la moyenne) que solutions dont le temps de calcul est court, tendant à diminuer le facteur d'utilisation des ressources en cas d'algorithme synchrone. L'asynchronicité de l'algorithme permet ainsi d'éviter les temps morts pour les processeurs les plus rapides, et d'augmenter le nombre de solutions évaluées.

La comparaison entre les distributions de temps de calcul pour la totalité des solutions et pour les seules solutions qui améliorent la valeur de critère montre que les bonnes solutions sont en général plus rapides à évaluer et la variance de la distribution de temps de calcul correspondante est plus faible. Dans le but d'améliorer les performances de l'algorithme en termes de temps de calcul et donc de nombre de solutions testées, il est intéressant d'analyser la relation entre les temps de calcul et la valeur du critère. Dans le cas de l'optimisation du critère *axial offset*, une solution peu performante signifie que le pilotage correspondant induit d'importantes perturbations sur le cœur. Ainsi, l'état du cœur entre deux pas de temps successifs est très différent et le temps de calcul permettant de passer d'un état à un autre est à priori important. Intuitivement, on peut s'attendre à ce qu'un temps de calcul long soit associé à une solution peu performante. La Fig. 5.2 trace pour chacune des solutions évaluées la valeur du critère *axial offset* normalisé à la valeur de la gestion actuelle ($C_{AO}(x)/C_{AO}(ref)$) en fonction du temps de calcul.

La tendance générale confirme la discussion ci-dessus. Il apparaît que les meilleures solu-

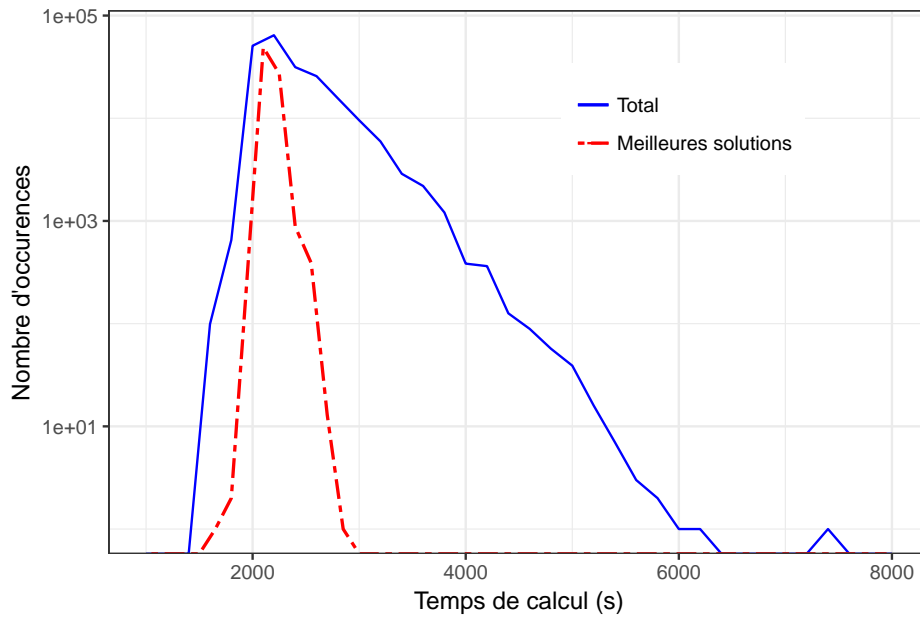


FIGURE 5.1 – Distribution des temps de calcul. En bleu plein la totalité des solutions, en rouge uniquement celles qui améliorent la meilleure solution courante.

tions ont tendance à être plus rapides à calculer. Le coefficient de corrélation de Spearman est de $\rho = 0.67$: la corrélation est significative, mais elle n'est pas forte ($\rho < 0.9$). Les moins bonnes solutions ne sont donc pas nécessairement les plus lentes à être évaluées. Une sélection sur ce seul critère de temps de calcul ne s'avère finalement pas envisageable puisque de bonnes solutions seraient éliminées alors que certaines mauvaises seraient gardées.

5.2.2 Dynamique de la recherche

Analyser la dynamique de la recherche permet d'étudier la manière dont la valeur de critère diminue au cours de la recherche. Cette dynamique est caractéristique du paysage de fitness et permet d'identifier les paramètres à modifier dans le but d'améliorer les performances de l'algorithme. La figure 5.3 montre la dynamique de l'évolution du critère en fonction du nombre d'évaluations reçues par le processeur maître. Un point est tracé à chaque fois que la meilleure solution connue est améliorée, c'est-à-dire que la valeur de critère de la nouvelle solution est inférieure ou égale à la meilleure connue. Les points pour lesquels le nombre d'évaluations est inférieur au nombre de processeurs (3072 ou 1024) représentent les solutions de la première génération, tirée de manière pseudo-aléatoire. La plupart du temps, ces points sont de moins bonne qualité que la gestion actuelle. Durant cette phase exploratoire aléatoire, la valeur du critère diminue peu. Avec les paramètres de référence de l'algorithme, il est tout de même possible de réduire la valeur du critère de 40% par rapport à la gestion actuelle. Cette valeur est obtenue avec les deux exécutions de l'algorithme. La performance est satisfaisante, mais les dynamiques suggèrent tout de même des améliorations possibles. Tout d'abord, il y a très peu de paliers d'amélioration, le nombre de solutions améliorant strictement la solution courante étant d'une dizaine pour les deux optimisations soit 0.01% du nombre de solutions évaluées. Cette idée est de plus renforcée par les plateaux en fin de simulations, durant lesquels

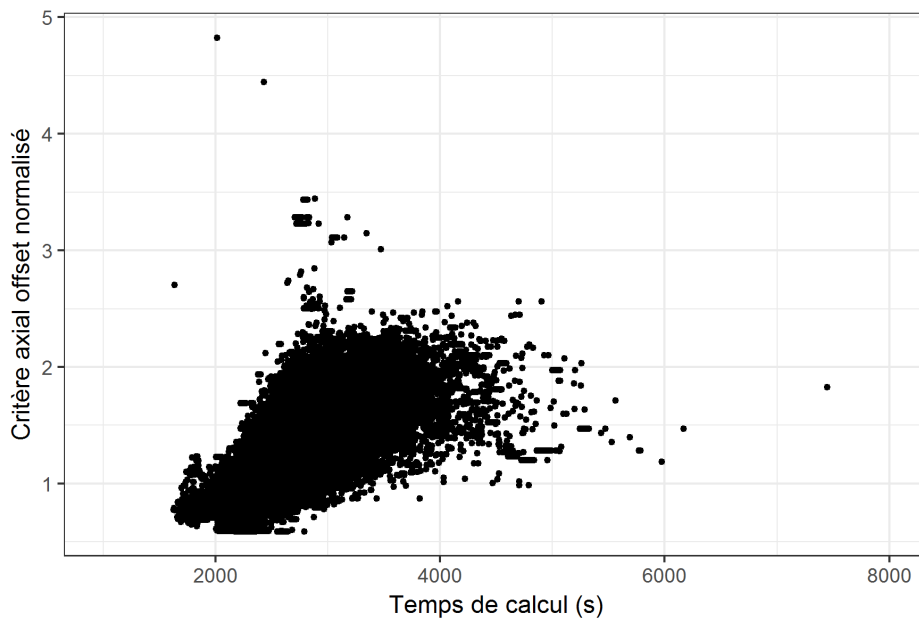


FIGURE 5.2 – Corrélation entre valeur de critère normalisé et temps de calcul.

très peu de solutions améliorent strictement la solution courante, mais où beaucoup présentent la même valeur de critère. À la fin de la simulation utilisant 3072 processeurs par exemple, 50000 nouvelles solutions environ doivent être évaluées pour atteindre le plateau suivant. La majeure partie du temps, l'algorithme se déplace donc sur ce qu'on pourrait assimiler à des plaines dans le paysage de la fonction objectif où les améliorations possibles sont très rares. On en conclut que la neutralité (Section 4.2.3) est très importante dans ce problème et qu'il est important de la prendre en compte dans l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA (Section 4.6.2). Ces deux premières simulations montrent ainsi la capacité de l'algorithme à trouver des solutions meilleures que la gestion actuelle, mais suggèrent également que le choix des paramètres de l'algorithme (comme les paramètres de mutation) peut être amélioré pour explorer plus rapidement les plateaux du paysage de fitness.

5.2.3 Analyse de la mutation avec les paramètres de référence

La dynamique de l'algorithme montre que les améliorations strictes sont rares et que beaucoup de solutions peuvent avoir la même valeur de fitness. Cette section analyse plus finement l'opérateur de mutation en vue de l'améliorer. Pour cela, on détermine les probabilités de neutralité et d'amélioration qui sont respectivement les probabilités d'obtenir une solution ayant la même valeur de critère et d'obtenir une solution qui améliore strictement la valeur du critère après mutation. Ces probabilités peuvent être vues comme un indicateur des performances de l'algorithme, et dépendent, pour un problème donné, de l'opérateur de mutation, mais également des autres paramètres ajustables de l'algorithme relatifs à l'exploitation. Plus la probabilité de neutralité (ou taux de neutre) est importante, moins les chances d'amélioration et la capacité d'exploration de l'espace de recherche sont grandes. Un taux d'amélioration important correspond au contraire à un algorithme performant. La figure 5.4 présente ces probabilités en fonction de la valeur de critère pour chacune des deux exécutions.

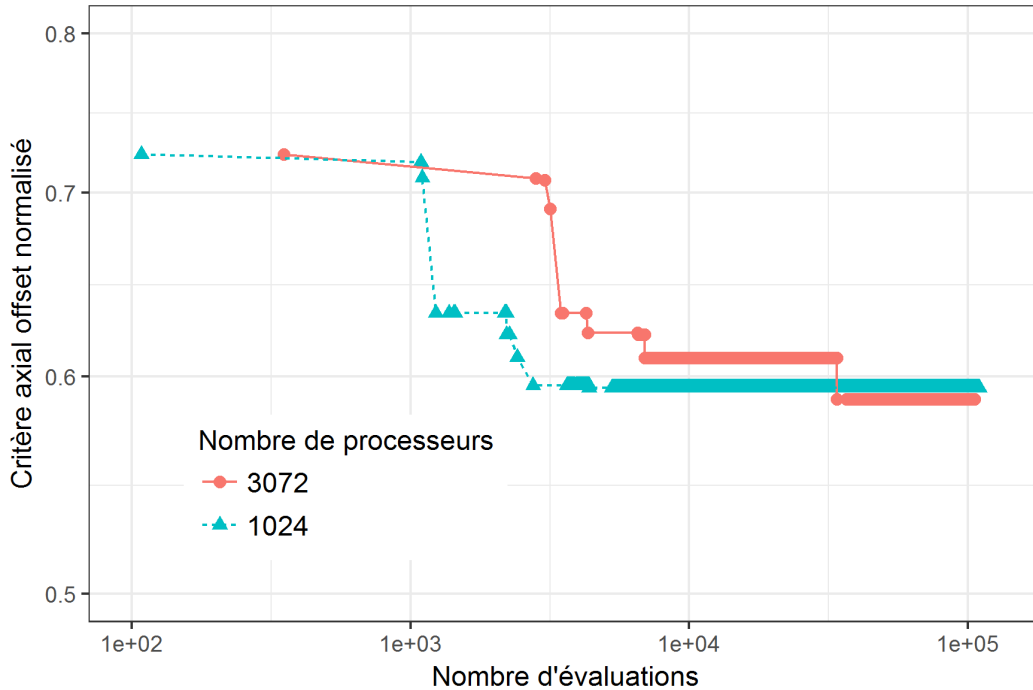


FIGURE 5.3 – Dynamique de la recherche de l'algorithme asynchrone pour les paramètres de référence ($r = 0.05$ et $p = 0.1$), et pour deux simulations avec 3072 et 1024 processeurs.

La probabilité d'amélioration diminue lorsque la valeur de critère diminue (lorsque les solutions s'améliorent). La vitesse de convergence vers de meilleures solutions est en effet plus rapide au début de l'optimisation qu'à la fin (Fig. 5.3). Les régressions linéaires (coefficients ρ positifs et significatifs, R^2 supérieurs à 50%) confirment cette observation. La tendance est beaucoup moins nette dans le cas du taux de neutralité (ρ et R^2 faibles), et cette faible corrélation avec la valeur de fitness suggère que la neutralité est un phénomène important durant tout le processus d'optimisation.

Une façon de comprendre la forme locale du paysage (voisinage des solutions) est d'étudier un peu plus finement les caractéristiques des solutions résultantes de la mutation (solutions mutantes). On propose d'étudier la distance entre solutions mutantes et solutions mutées lorsque les mutations sont neutres ou améliorantes. La distance de Hamming (nombre de variables différentes entre deux solutions, sans considération d'écart entre les variables différentes) est présentée en Fig. 5.5.

On remarque que les distributions des deux exécutions sont similaires, et ce pour les deux types de solutions mutantes considérées, malgré des paramètres λ différents. La distribution des distances dans le cas de solutions mutantes améliorant la valeur de critère est ainsi centrée autour des valeurs de distance de Hamming de 2 ou 3, ce qui signifie qu'en moyenne il faut modifier 2 ou 3 variables par solution pour avoir une amélioration. Bien entendu, ce n'est ni un critère suffisant, ni nécessaire, mais il apporte tout de même une tendance lorsqu'il est comparé à la distribution des distances dans le cas d'une solution mutante neutre. Dans ce dernier cas, la distance moyenne se situe plutôt autour de 1, c'est-à-dire la distance de Hamming minimale entre deux solutions non identiques. Nous rappelons également qu'en moyenne une variable

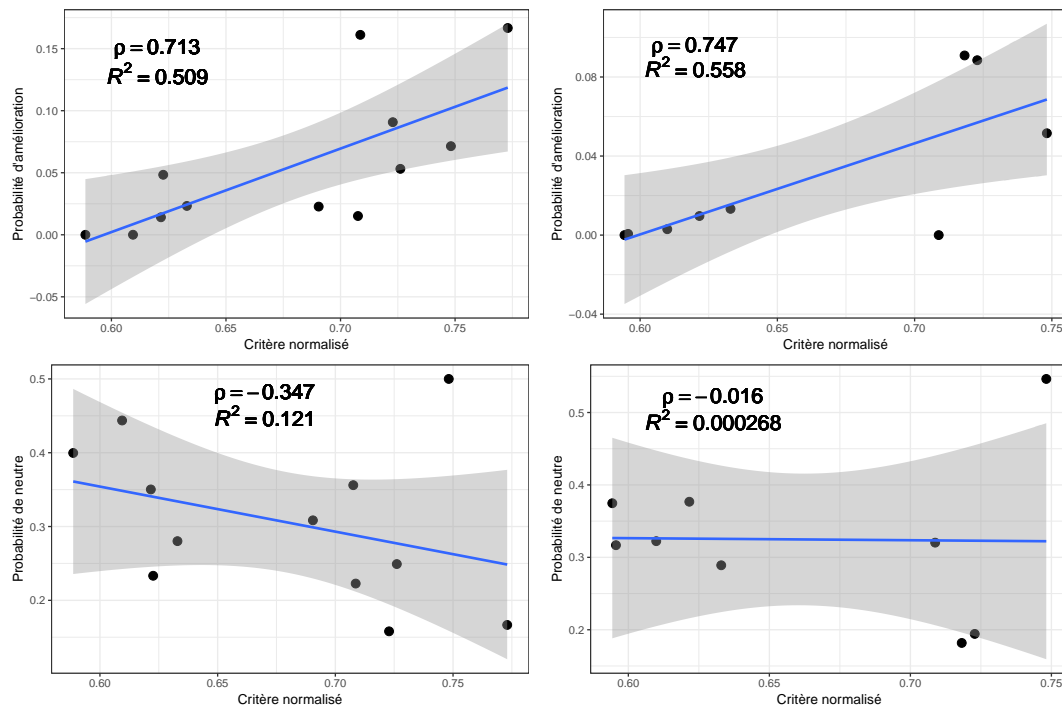


FIGURE 5.4 – Probabilités d'amélioration (haut) et de neutre (bas) en fonction de la valeur de critère de la solution mutée. Les résultats de la simulation avec 3072 processeurs sont à gauche et ceux de la simulation avec 1024 processeurs à droite. Sont également indiqués sur chaque figure le coefficient de corrélation de Pearson, et le coefficient de détermination R^2 mesurant la qualité de la régression linéaire.

est modifiée par mutation avec les paramètres de référence. Nous pouvons donc en conclure qu'en augmentant le taux de mutation, et donc le nombre de variables modifiées en moyenne à chaque mutation, les chances d'obtenir une solution mutante améliorant la valeur de critère sont à priori plus importantes.

5.3 Ajustement des paramètres de mutation

Dans le cas de la stratégie $(1 + \lambda)$ -EA, et pour les algorithmes évolutionnaires de façon générale, l'opérateur de mutation est l'élément principal pour régler les capacités d'exploration et d'exploitation. L'ajustement des paramètres est en effet un des principaux problèmes lors de l'utilisation de tels algorithmes. Le réglage des paramètres proposé dans cette section est un réglage hors ligne (Section 4.2.2) et nous appliquons les méthodes paramétriques et statistiques (Section 4.2.2) pour la détermination de paramètres de mutation performants.

5.3.1 Méthode paramétrique

Pour réaliser cette étude paramétrique, quatre valeurs de taux de mutation p et de largeur de plage aléatoire r sont considérées : $p \in \{0.1, 0.2, 0.3, 0.4\}$ et $r \in \{0.05, 0.1, 0.2, 0.5\}$. Toutes les combinaisons possibles sont évaluées donnant au total seize configurations. Afin de

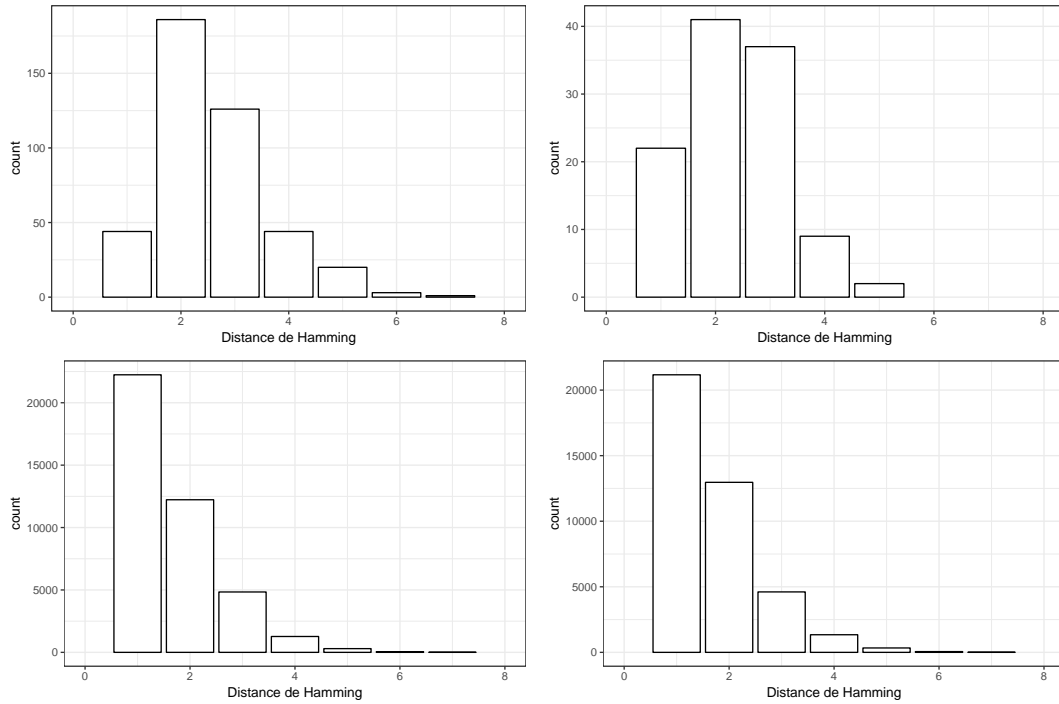


FIGURE 5.5 – Distribution des distances de Hamming entre une solution mutée et la solution mutante dans le cas où la solution mutante améliore la valeur du critère (haut) et dans le cas où la valeur de critère est identique (bas). Les résultats de la simulation avec 3072 processeurs sont à gauche et ceux de la simulation avec 1024 processeurs à droite.

réduire l’effet aléatoire inhérent à l’opérateur de mutation, pour chaque configuration (p, r) , cinq processus d’optimisation sont exécutés avec différentes populations initiales. Les cinq populations sont de mêmes tailles et identiques pour les seize jeux de paramètres. Le nombre de cinq processus par jeu de paramètre est choisi pour garantir une statistique significative minimale (mais néanmoins trop faible pour la réalisation de tests statistiques) compte tenu des ressources de calcul (les 80 simulations représentent plus d’un million d’heures de calcul en séquentiel). La Fig. 5.6 présente les dynamiques de recherche des optimisations, avec de gauche à droite les valeurs de r croissantes, et de bas en haut les valeurs de p croissantes. Pour chaque configuration (p, r) , les 5 simulations correspondantes aux différentes populations initiales sont tracées.

Avant de commenter les évolutions en fonction des paramètres, on remarque dans un premier temps la dépendance des dynamiques en fonction de la population initiale. Comme attendu avec un algorithme glouton, la qualité finale dépend effectivement de la population initiale. On peut toutefois noter que les écarts entre les différentes populations initiales se réduisent lorsque r augmente. En effet, plus la valeur de r augmente, plus l’opérateur de mutation devient aléatoire, et plus la solution mutante peut être éloignée (en termes de distance euclidienne) de la solution mutée. Pour la valeur maximale de r considérée ($r = 0.5$), les nouvelles valeurs des variables modifiées sont uniformément réparties entre les bornes de la variable, ce qui a pour effet d’homogénéiser les différences de performances entre les populations initiales. Cet effet n’est cependant pas observé en augmentant la valeur du taux

de mutation p . Dans ce cas, la distance au sens de Hamming est augmentée en moyenne, les valeurs des variables pouvant être proches par ailleurs.

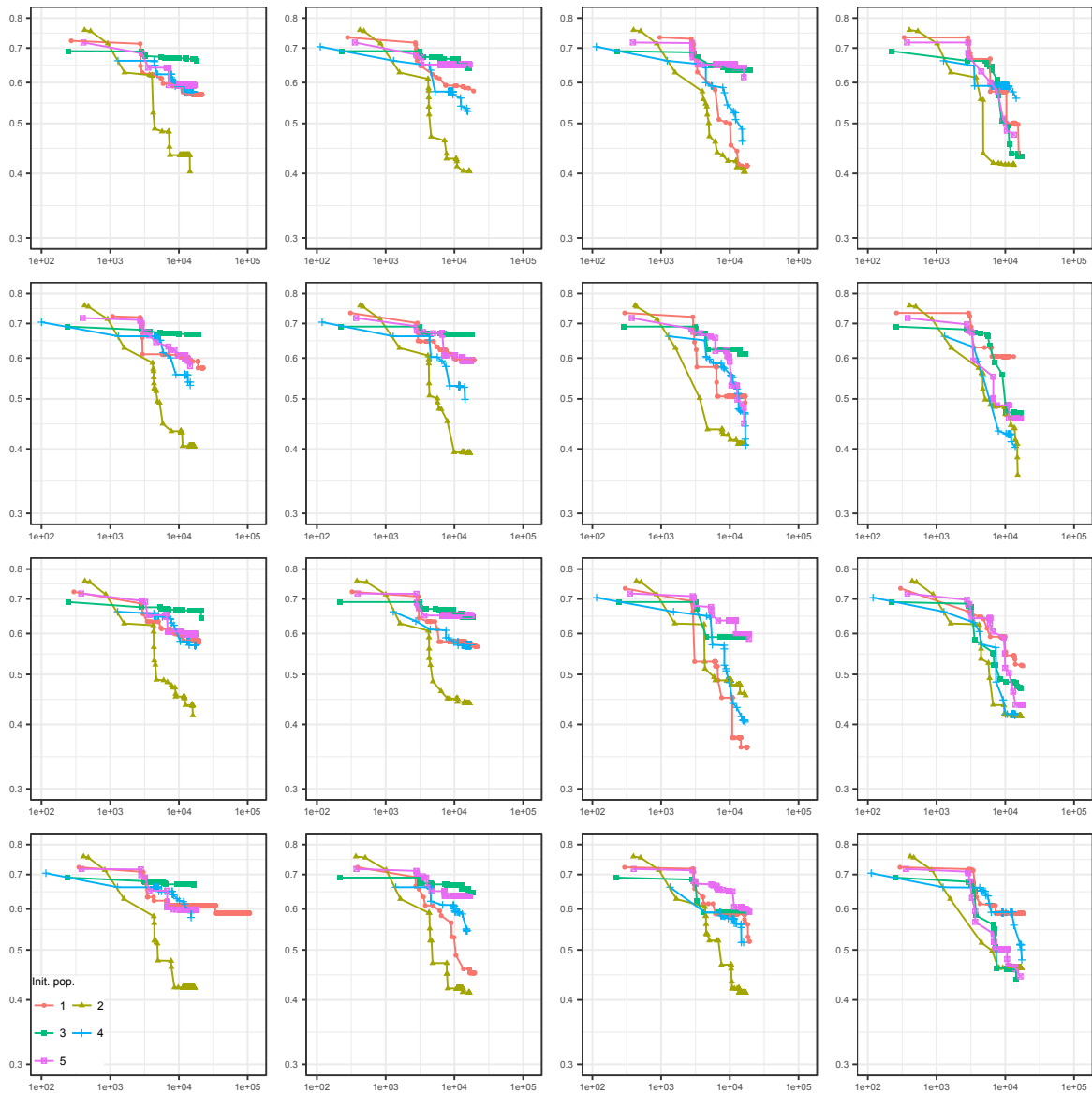


FIGURE 5.6 – Dynamique de la recherche pour les différentes configurations testées, et pour les cinq populations initiales. De gauche à droite : $r = 0.05, 0.1, 0.2, 0.5$ et de bas en haut : $p = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4$. Le nombre de solutions évaluées est en abscisse et la valeur du critère *axial offset* normalisée en ordonnée. Noter les échelles logarithmiques.

Les effets des paramètres de mutation sur les performances de l'algorithme sont néanmoins peu visibles sur la Fig. 5.6, et nous définissons donc des critères permettant de mesurer les performances de l'algorithme exécuté avec les différents paramètres de mutation. Un jeu de paramètre pour être performant doit obtenir des solutions performantes. Plusieurs critères de mesure de performance sont possibles :

mean est un premier critère égal à la moyenne des fitness des meilleures solutions sur les cinq exécutions d'un jeu de paramètre donné ;

sd est la variance associée à la moyenne des fitness des meilleures solutions et est utilisée pour caractériser la notion de performance vis-à-vis de la robustesse, qui peut être vue comme un critère de qualité ;

rank est un critère de rang, correspondant à la moyenne des rangs de chaque configuration de paramètre sur les cinq exécutions. Les seize configurations sont pour cela ordonnées par rapport à la meilleure valeur de fitness atteinte pour chaque population initiale ;

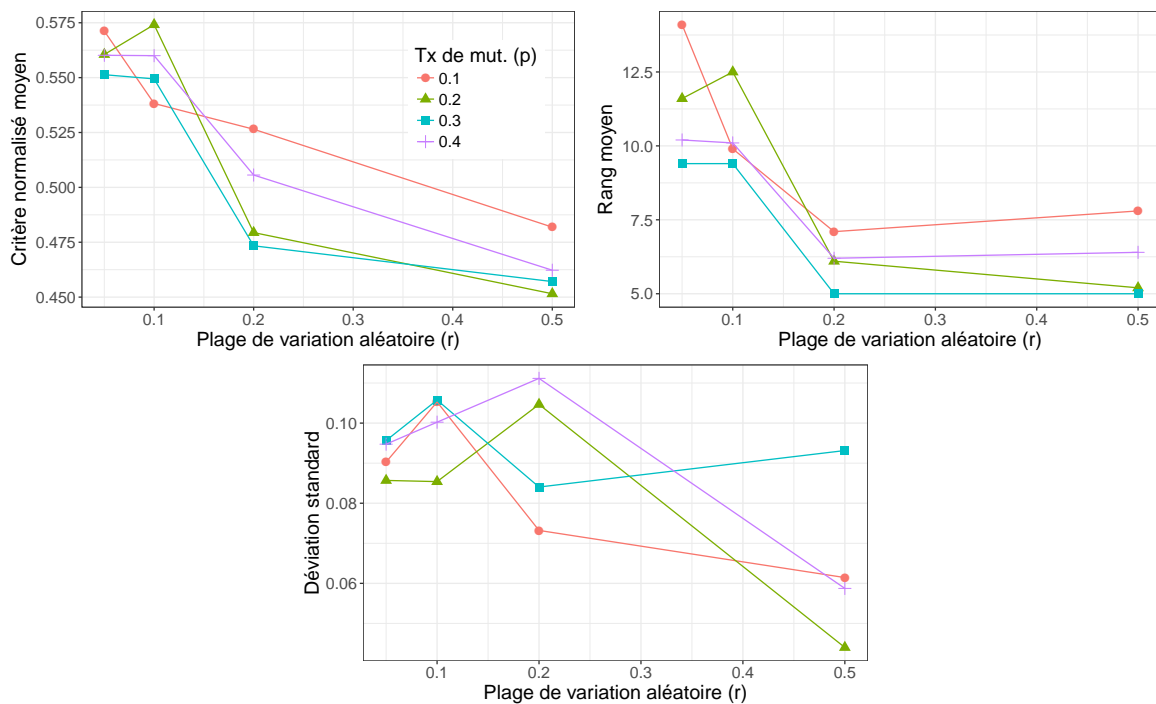


FIGURE 5.7 – Tracé des critères *mean* (critère normalisé moyen), *rank* (rang moyen), et *sd* (variance) des configurations en fonction des plages de variation aléatoire r et des taux de mutation p .

Les jeux de paramètres sont ainsi comparés les uns aux autres suivant deux critères de performance des solutions obtenues et un critère de robustesse. La figure 5.7 représente ces trois valeurs en fonction de la plage de variation aléatoire et du taux de mutation. De façon générale, les courbes montrent que les indicateurs de performance sont meilleurs lorsque r augmente. C'est clairement le cas des critères *mean* et *rank* bien que les valeurs du critère *rank* soient similaires pour les deux dernières valeurs de r . En outre, les valeurs de ces deux critères dépendent peu du taux de mutation p . Le constat est différent pour le critère *sd*, qui présente des variations importantes à la fois avec le taux de mutation et la plage de variation, sans qu'une tendance particulière se dégage. Ainsi, pour les critères *mean* et *rank*, les meilleurs jeux de paramètres sont ceux pour lesquels le paramètre r est maximal et ceux pour lesquels r est minimal sont moins bons. La faible influence du taux de mutation sur ces critères rend difficile le choix d'une configuration à partir de ces courbes. Cependant, lorsque la plage de

variation aléatoire est grande, un taux de mutation trop élevé n'est pas recommandé. En effet, combiner un fort taux de mutation et une grande plage de variation aléatoire peut conduire à augmenter les capacités de diversification de l'algorithme, au prix de réduire la capacité d'exploitation et mener à des performances moindres. Il s'agit donc de trouver un compromis entre ces deux capacités.

Les performances des jeux de paramètres au regard des critères *mean* et *rank* sont très proches, puisque le coefficient de corrélation de Spearman entre eux est de 0.91. Cette forte corrélation entre ces deux critères indique que les meilleurs jeux de paramètres vis-à-vis d'un critère sont susceptibles de l'être vis-à-vis du second. Par exemple, les cinq premières configurations (p, r) par rapport au critère *mean* sont dans l'ordre : $(0.2, 0.5)$, $(0.3, 0.5)$, $(0.4, 0.5)$, $(0.3, 0.2)$, $(0.2, 0.2)$, et ces solutions se retrouvent respectivement en troisième, première, sixième, seconde et quatrième place par rapport au critère *rank*. Concernant le coefficient de corrélation entre les critères *mean* et *sd*, il est beaucoup plus faible (0.48), et les configurations précédentes se retrouvent donc respectivement en première, neuvième, seconde, cinquième et treizième places par rapport au critère *sd*. Nous faisons le choix de préférer plutôt les configurations donnant de bons résultats par rapport aux valeurs de critère *mean* et *rank* plutôt que par rapport au critère *sd* dans la mesure où d'autres études seraient nécessaires pour affiner l'évolution de ce critère en fonction des paramètres. Cette problématique de la robustesse de l'algorithme est néanmoins présente dans la suite de ce rapport, où d'autres méthodes sont appliquées pour réduire ce critère, et ainsi augmenter la robustesse des algorithmes utilisés.

Le jeu de paramètres sélectionné grâce à cette méthode correspond donc à un taux de mutation élevé $p = 0.3$, et une plage de variation aléatoire maximale $r = 0.5$. Cette configuration correspond au meilleur jeu de paramètre (respectivement le second) par rapport au critère *rank* (respectivement *mean*). Le premier jeu de paramètre par rapport au critère *mean* ($p = 0.2$ et $r = 0.5$) n'étant que troisième vis-à-vis du critère *rank* il n'est pas retenu. Dans le cadre de notre étude se basant sur un algorithme glouton, utilisant un nombre de ressources en parallèle important, et avec un nombre d'itérations (de générations) faible, il semble donc qu'une plage de variation aléatoire et un taux de mutation élevés soient recommandés.

La dynamique de recherche utilisant ces paramètres optimaux est donnée sur la figure 5.6 (dernière colonne, deuxième ligne en partant du haut). Sur cette figure, la meilleure solution est obtenue avec une population initiale différente de celle donnant la meilleure solution pour les paramètres de référence (Fig. 5.6 en bas à gauche), montrant que les meilleures solutions peuvent être obtenues à partir de populations initiales différentes. La différence entre la configuration de référence et celle optimisée réside dans les paramètres de l'opérateur de mutation. Contrairement à la dynamique de la recherche correspondante au jeu de paramètres de référence, la recherche avec les paramètres optimaux n'est cette fois plus autant bloquée sur des plateaux et la valeur du critère normalisé ne cesse de décroître tout au long de l'optimisation. Le nombre d'améliorations est donc élevé et la meilleure solution trouvée présente cette une valeur de critère réduite de 65% par rapport à la valeur de la gestion actuelle, contrairement aux 40% obtenus avec les paramètres de mutation choisis initialement, cette amélioration se faisant en seulement 5 heures, c'est-à-dire environ un cinquième du temps de calcul de la première optimisation. Cette méthode montre l'importance des paramètres de l'algorithme pour trouver des solutions encore meilleures que celle obtenue avec les paramètres de référence, au prix d'un budget de calcul important. La seconde méthode de réglage propose de réduire ce coût.

5.3.2 Méthode statistique : analyse de paysage de fitness

Dans cette section, nous étudions le paysage de fitness associé à la fonction d'évaluation basée sur le modèle de centrale développé en Partie I. Pour les mêmes jeux de paramètres de l'opérateur de mutation que ceux précédemment considérés, cinq marches aléatoires de longueur $\ell = 1024$ (représentant 1024 solutions différentes à calculer) et issues de solutions aléatoires différentes sont effectuées. Chacune de ces marches aléatoires représente environ 5% du temps de calcul d'un processus d'optimisation. Les cinq points de départ des marches aléatoires sont identiques pour tous les jeux de paramètres. Au total, 16 jeux de paramètres sont étudiés et 80 marches aléatoires sont effectuées. Le taux de neutralité et la longueur d'autocorrélation sont alors calculés. Les résultats pour chaque jeu de paramètres sont finalement moyennés suivant les différentes marches. La valeur du seuil pour le calcul de la longueur d'autocorrélation est choisie égal à $\epsilon = 4/\sqrt{\ell} = 0.125$ [53].

La figure 5.8 représente les propriétés du paysage de fitness en fonction des paramètres de mutation. Il apparaît que la plage de variation aléatoire r impacte fortement la longueur d'autocorrélation et peu le taux de neutralité, alors le taux de mutation impacte fortement le taux de neutralité et peu la longueur d'autocorrélation.

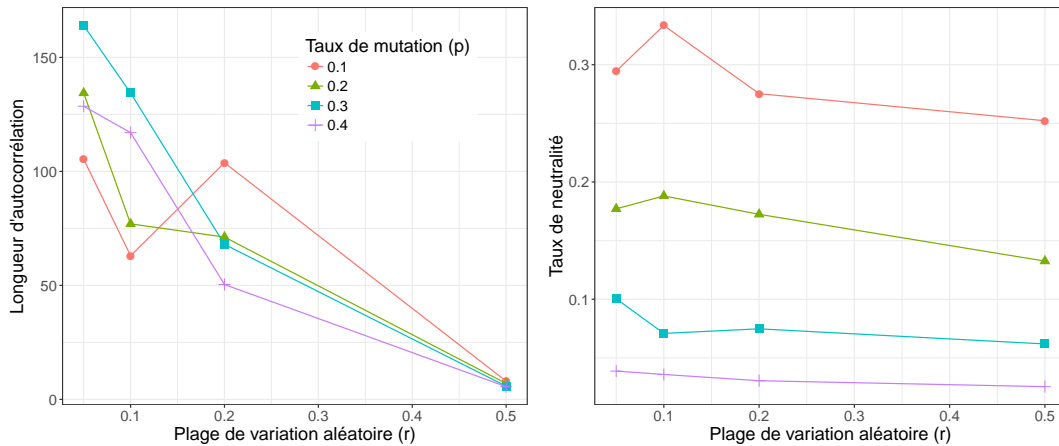


FIGURE 5.8 – Évolution de la longueur d'autocorrélation (gauche) et du taux de neutralité (droite) en fonction de la plage de variation aléatoire r et du taux de mutation p .

Le taux de neutralité, décroît avec le taux de mutation et varie ainsi d'environ 30% pour les paramètres initiaux ($p = 0.1$) à 3% pour un taux de mutation élevé ($p = 0.4$), mais dépend peu de la plage de variation aléatoire r . La dynamique de l'algorithme suggère que la neutralité est importante dans notre problème. L'étude du taux de neutralité de la marche aléatoire confirme cette hypothèse. Le comportement de l'algorithme dominé par de longs plateaux (critère constant) correspond donc bien à ce paysage neutre. Le fait d'augmenter le taux de mutation permet d'augmenter la distance de Hamming maximale entre une solution mutée et la solution mutante, de sorte à augmenter le nombre de solutions accessibles et semble également augmenter les chances d'en trouver une qui améliore la valeur du critère. Ces solutions atteignables peuvent cependant rester dans l'environnement immédiat de la solution mutée sans que cela n'impacte le taux de neutralité, comme le montrent les variations du taux de neutralité en fonction du paramètre r . Augmenter le taux de mutation n'augmente pas sensiblement la distance géométrique (norme 2) entre solutions mutée et mutante puisque les valeurs modifiées peuvent être proches de la valeur initiale (dans le cas où la plage de

variation est faible). Pour cette raison, le taux de mutation n'influe que très peu sur la longueur d'autocorrélation. En revanche, augmenter la plage de variation permet d'explorer des solutions de plus en plus éloignées (au sens de la distance géométrique) de la solution mutée. Au fur et à mesure de l'augmentation de r , l'échantillonnage de l'espace de recherche est de plus en plus grossier et le paysage de fitness semble donc de plus en plus chahuté, d'où la longueur d'autocorrélation plus faible. La longueur d'autocorrélation décroît ainsi de 120 avec les paramètres initiaux ($r = 0.05$) à 6 pour la plage de variation la plus élevée ($r = 0.5$) qui correspond à un tirage aléatoire de la nouvelle valeur dans toute la plage de variation possible. On rappelle que cette longueur correspond au nombre de mutations à réaliser pour que la corrélation entre les valeurs de critères soit inférieure à ϵ . Bien que la longueur d'autocorrélation atteinte soit faible avec un paramètre r maximal, le paysage de fitness de la fonction étudiée peut être considéré comme non "rugueux". Par exemple, pour $r = 0.2$, entre 50 et 100 mutations sont nécessaires pour atteindre une corrélation des critères entre les différentes solutions inférieure à $\epsilon = 0.125$.

Finalement, nous pouvons montrer et surtout quantifier, mesurer que l'augmentation du taux de mutation augmente la capacité d'exploitation de l'algorithme, c'est-à-dire sa capacité à trouver de bonnes solutions autour de la solution courante, tandis qu'augmenter la plage de variation augmente sa capacité d'exploration du domaine de recherche, en autorisant de plus gros "sauts" entre deux solutions successives.

5.3.3 Lien entre les deux méthodes proposées

La question qui se pose est de savoir s'il est possible, à partir des propriétés du paysage de fitness, d'ajuster les paramètres de mutation de l'algorithme. Cette technique permettrait d'éviter d'avoir à réaliser des études de type paramétrique très coûteuses. La figure 5.9 présente le critère *mean* caractérisant les performances de l'algorithme en fonction de la longueur d'autocorrélation et du taux de neutralité. Chaque point représente un jeu de paramètre et la droite d'ajustement (en bleu) est également tracée, ainsi que l'intervalle de confiance à 95% de cet ajustement linéaire.

De façon surprenante, même s'il prend des valeurs élevées, le taux de neutralité (droite) ne semble pas être corrélé avec les performances de l'algorithme. En effet, seuls $R^2 = 5.3\%$ de la variation de la performance sont expliqués par le modèle linéaire basé sur le taux de neutralité et le coefficient de corrélation de Pearson (ρ) correspondant est inférieur à 0.23. Ces résultats sont néanmoins parfaitement en accord avec les observations des figures 5.6 et 5.8 où le taux de neutralité est principalement lié au taux de mutation et que ce dernier n'influe que très peu sur les performances de l'algorithme.

Au contraire du taux de neutralité, la longueur d'autocorrélation est fortement corrélée aux performances de l'algorithme. Le coefficient de corrélation de Pearson est supérieur à 0.82 et $R^2 = 67.9\%$ de la variance de la longueur d'autocorrélation sont expliqués par la régression linéaire. Les résultats de l'analyse de fitness sont donc en accord avec la Section 5.3.1 qui montre que l'augmentation de la plage de variation aléatoire améliore les performances de l'algorithme par abaissement de la moyenne des valeurs de critères des meilleures solutions obtenues (figure 5.6), et diminue également la longueur d'autocorrélation (figure 5.8). Le fait d'augmenter le paramètre de mutation r semble augmenter le caractère exploratoire de l'algorithme ainsi que ces performances, en augmentant la rugosité du paysage de fitness.

Les performances de l'algorithme et les propriétés des marches aléatoires sont donc liées. Le choix des paramètres de mutation peut ainsi s'effectuer à partir des résultats de l'étude du

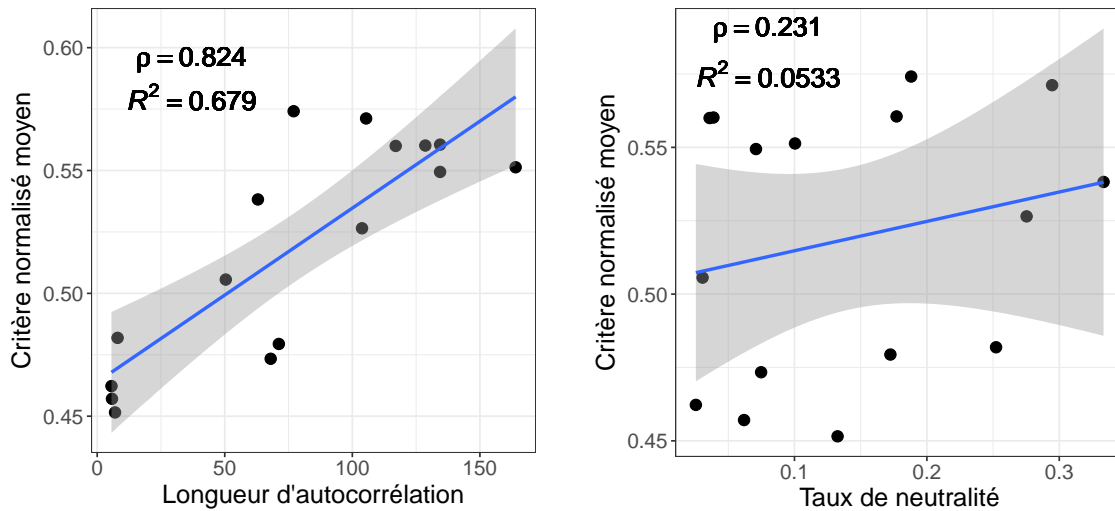


FIGURE 5.9 – Corrélation des propriétés des marches aléatoires et de la moyenne des meilleures valeurs de critères. La longueur d'autocorrélation est à gauche, et le taux de neutralité à droite.

paysage de fitness. Il semble que dans le cas d'un algorithme évolutionnaire $(1 + \lambda)$ -EA très sélectif, utilisant un grand nombre de ressources, mais peu de temps de calcul, et associé à une fonction très coûteuse en termes de temps de calcul, les paramètres de mutation engendrant les paysages les plus rugueux (la plus petite longueur d'autocorrélation) doivent être adoptés. La conclusion pour la plage de variation aléatoire est donc la même que pour la méthode paramétrique. Le choix du taux de mutation est en revanche plus difficile puisqu'il impacte peu la longueur d'autocorrélation. D'autres études doivent donc être menées pour consolider ces résultats, et proposer des méthodes plus génériques. En effet, le fait que les paramètres d'un algorithme puissent être ajustés en se basant sur les résultats d'études de paysages de fitness va dans le sens d'autres travaux fondamentaux sur les algorithmes évolutionnaires comme les études des paysages ρ -MNK [104]. À chaque fois, la difficulté du problème et les performances de l'algorithme sont corrélées à la rugosité du paysage. Cependant, une différence majeure existe entre les études précédentes et celle menée sur ce problème réel. Usuellement, un paysage lisse (présentant une grande longueur d'autocorrélation) est supposé plus facile à résoudre, et est associé à de meilleures performances. L'inverse est obtenu pour ce problème : plus le paysage est rugueux, meilleures sont les performances de l'algorithme. Ce résultat peut s'expliquer par le temps de simulation unitaire important d'une solution, comparé au temps d'exécution de l'algorithme, donnant un faible nombre de génération. Dans ce cas en effet, la convergence doit être rapide et les paramètres de mutation donnant les meilleures performances semblent être ceux qui conduisent à l'exploration maximale du domaine de recherche.

5.4 Résultats de l'optimisation

La section 5.2 montre la capacité de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA à trouver des modes de pilotage améliorés par rapport à la celui de la gestion actuelle, mais montre également que les performances de cet algorithme peuvent être améliorées. Plus particulièrement, la

dynamique de la recherche est lente et la question de la neutralité est prépondérante dans cet exercice. La section 5.3 montre que l'amélioration des propriétés de convergence et de la qualité des solutions obtenues est possible et propose un nouveau jeu de paramètres de mutation performant. Tous les résultats présentés dans cette section sont issus d'optimisations utilisant ces paramètres optimisés en accord avec les résultats précédents. Le jeu de paramètres ($p = 0.3$, $r = 0.5$) est donc utilisé. Les autres paramètres sont ceux de la configuration de référence : la population initiale est de 3071 solutions, la sélection se base sur le paramètre $\mu = 1$ et le degré d'asynchronicité vaut $\tau = 1$ (algorithme complètement asynchrone). Bien que l'étude conduisant à ces choix est réalisée sur les optimisations concernant le critère *axial offset*, ces paramètres sont également utilisés pour l'optimisation du volume d'effluents. Rien n'indique que l'étude du paysage de fitness associé au volume d'effluent donne les mêmes corrélations entre les performances de l'algorithme et les propriétés des marches aléatoires que pour le critère *axial offset* (Fig. 5.9). Une nouvelle étude paramétrique autour de ce nouveau critère est donc nécessaire pour justifier les choix, mais elle est inenvisageable en raison des contraintes en termes de ressources disponibles déjà évoquées. Une optimisation du volume d'effluents est donc exécutée avec les paramètres de l'algorithme mentionnés ci-dessus. Le but de cette section est d'analyser dans un premier temps la dynamique de recherche pour les optimisations mono-objectives des deux critères et d'évaluer la qualité des solutions obtenues par l'algorithme AMS-(1+ λ)-EA. Enfin, une étude comparée des meilleures solutions suivant les deux critères est réalisée, avec pour but d'identifier d'éventuels compromis entre les solutions optimales des deux optimisations.

5.4.1 Dynamique de la recherche

Nous analysons dans cette section la dynamique des optimisations mono-objectives des deux critères, et comparons la qualité en termes de critères des solutions optimales obtenues. La figure 5.10 présente les dynamiques des deux optimisations mentionnées ci-dessus.

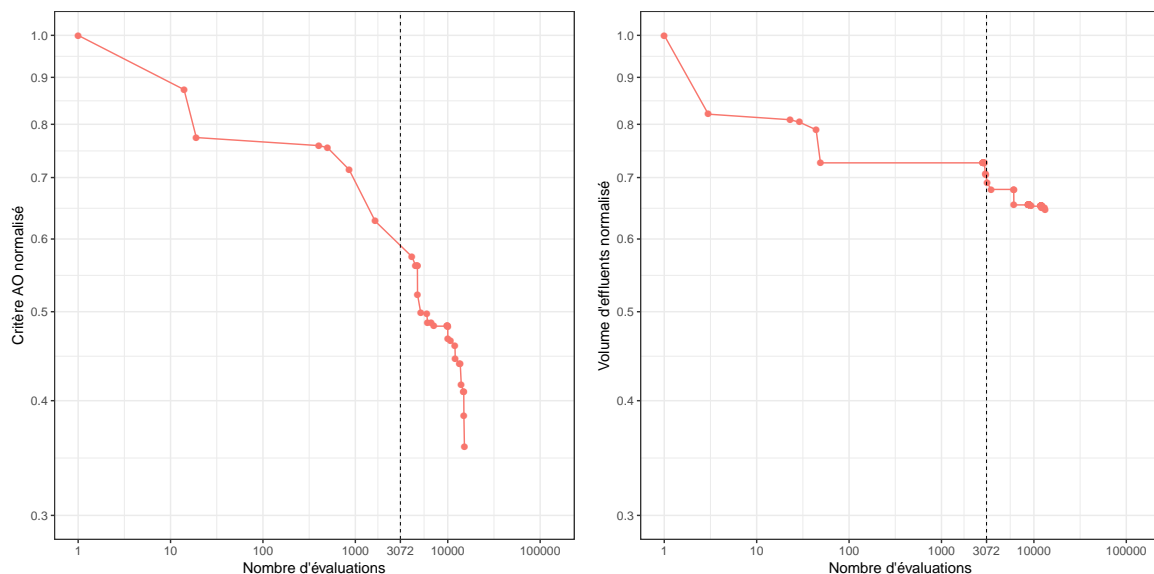


FIGURE 5.10 – Dynamique de la recherche pour les optimisations mono-objectif suivant les deux critères.

La dynamique de la recherche pour le critère *axial offset* est meilleure que celle observée en Fig. 5.3 et conduit à une amélioration du critère d'environ 65% par rapport au pilotage actuel (solution de référence). Cette solution optimale vis-à-vis du critère *axial offset* est notée $bestC_{AO}$. L'algorithme est également capable d'améliorer le volume d'effluents d'environ 35% par rapport à la gestion actuelle. La solution optimale vis-à-vis du volume d'effluents est notée $bestV_{eff}$. En ce qui concerne l'allure de la dynamique, les discussions faites lors de la première analyse (Fig. 5.3) sont toujours vraies. Les plateaux du début (pour un nombre d'évaluations inférieur au nombre de processeurs qui est de 3072) sont dus   la population initiale aléatoire. Durant cette phase, 6 solutions améliorant la valeur du critère sont recensées pour l'optimisation du critère *axial offset* et 5 pour l'optimisation du volume d'effluent. Une amélioration toutes les 500   600 évaluations environs, pour un gain moyen de 6% à chaque amélioration et un gain total d'environ 30%. Pour un nombre d'évaluations supérieur à 3072, le début de la phase des mutations est identifiable par une augmentation de la pente des courbes. Dans le cas de l'optimisation du critère *axial offset*, une réduction de critère de 2.5% est enregistrée toutes les mille évaluations et on compte une vingtaine de solutions améliorantes. Dans le cas de l'optimisation du volume d'effluents, cette vitesse est moins importante puisque la même variation n'est enregistrée que toutes les trois mille évaluations, et que le nombre de solutions améliorantes est cette fois-ci d'une dizaine. Les évolutions linéaires des valeurs de critères après le début des mutations indiquent des vitesses de convergence exponentielles, représentatives des bonnes performances de l'algorithme. En plus de ces vitesses de convergence, l'évolution de la valeur de critère en fin de recherche est également caractéristique. L'optimisation du critère *axial offset* semble en effet ne pas être converg e alors que l'optimisation du volume d'effluent semble atteindre un plateau.

5.4.2 Approximation de l'ensemble de Pareto

Dans le but de réaliser une première analyse bi-objective, et de trouver des compromis entre les deux solutions extrêmes $bestC_{AO}$ et $bestV_{eff}$ identifiées dans la section 5.4.1, nous proposons d'approximer le front de Pareto résultant de ces optimisations. La notion de front de Pareto est néanmoins abusive puisqu'il ne s'agit pas d'une optimisation multiobjective, mais bien de deux optimisations mono-objectives. Les deux optimisations sont rassemblées en considérant la totalité des solutions évaluées et l'ensemble des solutions non dominées est identifié. En traçant les critères de ces solutions dans le plan (C_{AO}, V_{eff}) il est possible d'approximer front de Pareto résultant d'une optimisation bi-critère. Durant la recherche d'un critère *axial offset* performant, il est probable que l'algorithme trouve des solutions performantes vis-à-vis du volume d'effluents. Dans la mesure où les critères sont contradictoires (voir Section 1.5.2), un ensemble de solutions compromis entre $bestC_{AO}$ et $bestV_{eff}$ doit exister. La Fig. 5.11 présente cet ensemble de solutions non dominées dans l'espace objectif identifiées au cours des optimisations du critère *axial offset* et du volume d'effluents.

La Fig. 5.11 montre que le volume d'effluent produit par le pilotage correspondant à la solution optimale suivant le critère *axial offset* et d'environ 1.2 fois celui de la gestion actuelle, alors que le critère *axial offset* pour la solution optimale suivant le volume d'effluents est un peu plus de deux fois supérieur à celui de la gestion actuelle. Ces deux solutions se trouvent aux extrémités du front. La variation du volume d'effluents est beaucoup plus faible que celle du critère *axial offset*. On note en effet un facteur 2 entre les valeurs extrêmes de volume d'effluents, alors que c'est un rapport de plus de 4 dans le cas des valeurs extrêmes du critère *axial offset*. Cette différence peut s'expliquer par le fait que le bore soluble permet de

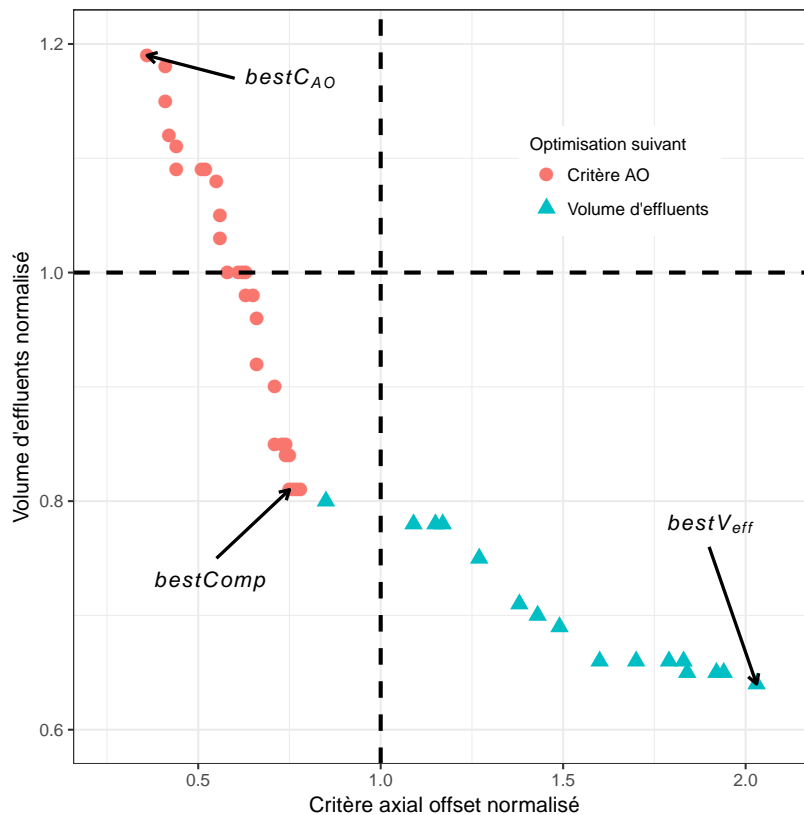


FIGURE 5.11 – Approximation du front de Pareto obtenu avec les deux optimisations mono-objectif. Les points obtenus durant l'optimisation du critère *axial offset* ou du volume d'effluents sont distingués. La solution actuelle se trouve à l'intersection des pointillées et sert de normalisation pour les valeurs de critères.

compenser la variation du xénon lors du palier bas de puissance (le pic xénon apparaît au bout d'environ 7 heures). Une quantité minimale de bore est alors requise, les barres de contrôles n'étant pas suffisantes. De plus, l'inertie du système de borication/dilution rend le volume d'effluents peu dépendant du pilotage. Le critère *axial offset* issu du diagramme de pilotage varie beaucoup plus : d'une part l'utilisation des barres peut être grandement réduite et d'autre part, une modification de la position des barres a un impact fort et immédiat sur l'*axial offset*, provoquant des "sauts" dans le diagramme de pilotage, induisant de fortes modifications de la valeur du critère. Cette différence d'amplitude de variation explique également en partie les différences de dynamique de recherche observées sur la figure 5.10.

Le front de la Fig. 5.11 est constitué de 45 solutions, dont 29 proviennent de l'optimisation du critère *axial offset* et 16 de l'optimisation du volume d'effluents. La bonne répartition des points sur le front confirme le caractère contradictoire des deux critères, puisqu'en améliorant le premier on dégrade le second. De plus, le fait que les deux optimisations contribuent de façon similaire à la population de solutions non dominées indique que l'algorithme permet de produire de bonnes solutions vis-à-vis de chacun des deux critères, ce qui est très satisfaisant. Finalement, les valeurs moyennes des distributions de critère (0.93 pour le critère *axial offset* et 0.88 pour le volume d'effluents) sont très proches des valeurs de la solution correspondant

au pilotage actuel. Cette solution de référence correspondant au mode de pilotage "G" qui résulte en effet d'une première amélioration du mode de pilotage "A" qui propose des capacités de suivi de charge très réduites. Les concepteurs du mode "G" ont ainsi dû s'appuyer sur les mêmes problématiques de pilotage [48]. Néanmoins, cette solution actuelle est dominée par une quinzaine de solutions, qui présentent donc des valeurs strictement inférieures pour les deux critères.

Cette première analyse permet d'améliorer les critères séparément et conjointement et montre qu'il est possible d'améliorer le mode de pilotage actuel pour les deux critères. Nous identifions trois solutions intéressantes sur ce front, et nous attachons dans la suite à les analyser physiquement. Les deux premières sont celles donnant les meilleures valeurs de critères (les extrêmes) notées $bestC_{AO}$ ($C_{AO} = 0.35$, $V_{eff} = 1.9$) et $bestV_{eff}$ ($C_{AO} = 2.1$, $V_{eff} = 0.65$), déjà identifiées lors des processus d'optimisation mono-objectives (Fig. 5.10). La troisième est une solution qui se trouve au milieu du front (au point ($C_{AO} = 0.75$, $V_{eff} = 0.81$)), notée $bestComp$, donnant un des meilleurs compromis entre les deux valeurs de critères et qui est optimale pour une pondération similaire entre les deux critères.

5.4.3 Identification des modes de pilotages performants

Cette section s'attache à analyser les performances des solutions optimales identifiées sur le front de la Fig. 5.11 d'un point de vue physique, et à dégager l'influence des paramètres de pilotage sur les performances observées. Nous nous concentrons dans un premier temps sur les trois solutions non dominées mentionnées ci-dessus ($bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$), et les comparons à la solution actuelle, avant de considérer toutes les solutions performantes (dont le critère est inférieur à une limite choisie) dans le but de pouvoir généraliser les commentaires, et d'identifier des stratégies de pilotage performantes.

5.4.3.1 Analyse des solutions optimales

Pour analyser le comportement en cours de suivi de charge des solutions optimales $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$, les diagrammes de pilotage et les évolutions en bore soluble correspondant durant le transitoire sont tracés en Fig. 5.12 et 5.13. Le comportement de la solution de référence est également tracé à titre de comparaison. Ces diagrammes sont analysés au regard des valeurs de paramètres de pilotage résumés dans le Tab. 5.2.

	Recouvrements GCP			Vitesses GCP				Vitesses GRT		Bandes GRT	
	r_1	r_2	r_3	v_1	v_2	v_3	v_4	V	v	man	mor
Ref.	70	80	95	60	60	60	60	72	8	27	8
$bestC_{AO}$	113	84	215	10	67	26	91	68	11	8	13
$bestV_{eff}$	1	253	202	42	109	47	47	47	7	93	12
$bestComp$	113	83	74	85	78	97	60	76	11	12	9

TABLE 5.2 – Résumé des paramètres de pilotage pour les solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$, $bestComp$ et pour la solution actuelle (Ref.).

La solution $bestC_{AO}$ présente des recouvrements légèrement plus importants que ceux de la solution actuelle. Pour ces modes de pilotage, les groupes s'insèrent donc avec moins de retard les uns par rapport aux autres et devraient à priori conduire à des perturbations plus importantes. Cet effet est limité dans le cas de la solution $bestC_{AO}$ grâce aux faibles vitesses des groupes $G1$ et $N1$ qui conduisent à un retard d'insertion, permettant une très

faible perturbation axiale. À la faible utilisation des GCP s'ajoute une hauteur de la bande de manœuvre très faible. Les GRT ne peuvent donc pas servir à compenser le retard à l'insertion des GCP. Pour ce mode de pilotage, la température et l'*axial offset* sont donc principalement pilotés par le bore soluble. Les effets homogènes du bore soluble sur le cœur expliquent les performances de cette solution en termes de critère *axial offset* (65% de réduction, voir Fig. 5.12). Lors de la descente en puissance, le déséquilibre axial de puissance reste de plus très proche de la droite de référence (à *axial offset* constant), indiquant que les perturbations axiales sur le cœur sont très faibles. La solution reste ensuite stable lors du palier bas, c'est-à-dire que l'empoisonnement du xénon est bien compensé. Cette régulation permet au cœur de rester stable lors de la phase de remontée en puissance, qui se fait également en restant proche de la droite de référence. La contre partie à cette utilisation réduite des barres est une utilisation du bore soluble augmentée. Une action de borication est par exemple nécessaire lors de la baisse en puissance, correspondant à une augmentation de la concentration en bore d'environ 40ppm observable sur la figure 5.13. Lors du palier bas, la régulation de la température et la compensation de l'augmentation du xénon imposent à l'opérateur une dilution, conduisant à une amplitude de variation de la concentration en bore importante (environ 120 ppm entre le minimum et le maximum de concentration contre 90 ppm pour la référence)

Une utilisation plus importante des GCP dans le cas de la **solution *bestV_{eff}*** permet une réduction de moitié de cette variation de la concentration en bore, soit 60ppm de différence entre le minimum et le maximum. L'utilisation accrue des GCP est caractérisée par des valeurs de recouvrement importantes entre les groupes *G2*, *N1* et *N2*, bien que le recouvrement entre le groupe *G1* et *G2* soit faible. Lors de la baisse en puissance, le groupe *G1* est donc le seul à s'insérer jusqu'à environ 70%PN et les groupes suivants s'insèrent quasiment tous en même temps ensuite. Cette stratégie explique la forme du diagramme de pilotage correspond (Fig. 5.12). Le point de fonctionnement du cœur s'éloigne fortement de la droite à *axial offset* constant, conduisant à un critère *axial offset* important. Néanmoins, la capacité de l'opérateur à compenser l'empoisonnement du cœur par le xénon permet une faible dérive sur le palier bas. Les *axial offset* lors de la descente et de la remontée en puissance sont donc similaires et l'aire tracée par le point de fonctionnement reste faible. L'utilisation accrue des GCP, associée à une bande de manœuvre du GRT très importante permet pour cette solution une utilisation réduite du bore (Fig. 5.13).

La **solution *bestComp*** finalement, présente des recouvrements similaires à la solution *bestC_{AO}*, mais des vitesses de déplacement plus élevées. Le mode de pilotage correspondant conduit donc à un diagramme de pilotage moins performant que la solution *bestC_{AO}* (Fig. 5.12). La solution *bestComp* présente également une valeur de bande de manœuvre plus importante que pour la solution *bestC_{AO}*, traduisant un mode de pilotage utilisant plus de barres, mais un besoin en bore soluble réduit (variation en bore de 80 ppm au maximum). Les effets sur la distribution de puissance restent néanmoins maîtrisés puisque cette solution présente un critère *axial offset* réduit par rapport à celui de la référence. Cette solution se trouve donc, comme attendu, à mi-chemin entre les solutions *bestC_{AO}* et *bestV_{eff}* et présente un compromis entre ces deux solutions, tout en étant meilleure que la référence sur les deux critères.

Malgré des stratégies de pilotage radicalement différentes entre les solutions, on note que les évolutions des concentrations en bore sont très proches, appuyant les commentaires de la Section 5.4.2 concernant la faible variance du volume d'effluent : même si une part non négligeable de la variation de la concentration en bore est dépendante de l'utilisation des GCP,

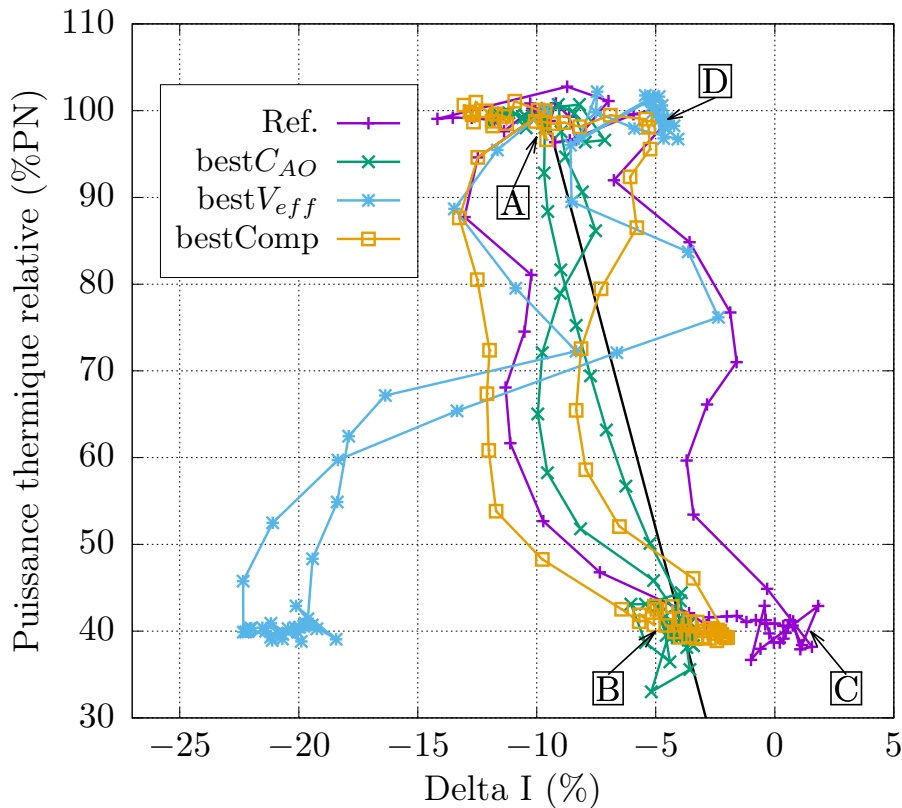


FIGURE 5.12 – Diagramme de pilotage pour les trois solutions identifiées et pour la solution actuelle. La droite *axial offset* constant est en trait noir plein.

la majeure partie sert à compenser le pic xénon qui survient durant le palier bas. L'évolution de la concentration en xénon dépendant principalement de la variation de puissance, elle est identique pour toutes les solutions.

Le caractère contradictoire des deux critères considérés est montré ici : dans un cas, l'idée est d'augmenter l'utilisation des barres de contrôle, dans le but de réduire l'utilisation du bore soluble, mais entraînant des perturbations importantes sur le cœur (solution *bestVeff*). Dans le second au contraire, l'utilisation des barres est réduite, imposant une utilisation importante du bore soluble, mais réduisant les effets axiaux sur le cœur (solution *bestCAO*).

5.4.3.2 Généralisation aux ensembles de solutions performantes

Dans le but de confirmer l'analyse des modes de pilotage correspondants aux solutions optimales, nous analysons dans cette section les paramètres de pilotage des autres solutions performantes vis-à-vis de chacun des critères trouvés durant les processus de recherche. Pour ne considérer que les solutions performantes, seules les solutions dont la valeur de critère est inférieure à une limite que nous fixons sont conservées. Cette limite est fixée à 0.6 dans le cas des solutions optimisées suivant le critère *axial offset* et à 0.75 pour les solutions optimisées suivant le volume d'effluents. Ces deux valeurs sont différentes puisque les valeurs optimales des deux critères sont différentes. Elles sont choisies de sorte que pour chacun des critères, le même nombre de solutions soient sélectionnées (environ 1300 arbitrairement). La figure 5.14

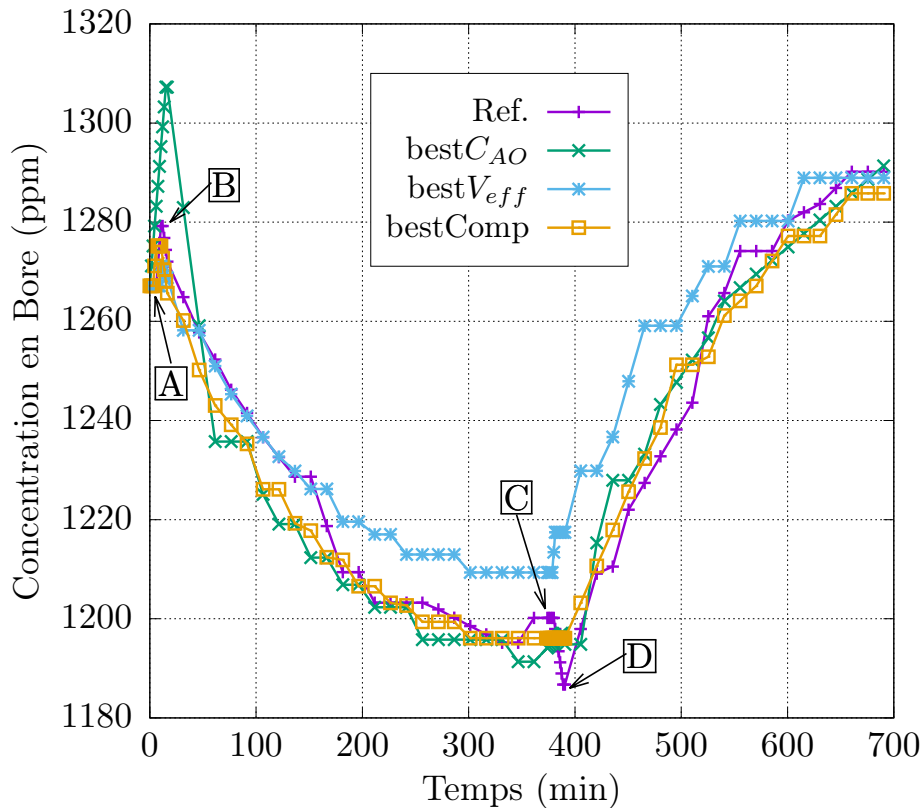


FIGURE 5.13 – Évolution de la concentration en bore soluble pour les trois meilleures solutions ($bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$), et pour la solution actuelle.

montre les distributions des différentes valeurs de paramètres de pilotage pour ces solutions performantes vis-à-vis de chacun des critères.

Dans les deux cas, les variables r_3 (recouvrement entre les groupes $N1$ et $N2$) et v_4 (vitesse du groupe $N2$) semblent ne pas avoir d'influence sur la qualité des bonnes solutions, puisque leurs variances sont élevées. Autrement dit, la solution peut être performante pour une large plage de valeurs de ces paramètres de pilotage. Cette faible dépendance s'explique par le fait que $N2$ n'est utilisé que très rarement. Dans le cas limite où il n'est pas utilisé, ces paramètres de pilotage n'ont même aucun effet sur les valeurs de critères. L'analyse qui suit s'appuie donc essentiellement sur les variables r_1 , r_2 , v_1 et man (recouvrements entre les groupes $G1$ et $G2$, $G2$ et $N1$, à la vitesse du groupe $G1$, et à la hauteur de la bande de manœuvre du GRT) puisque ce sont elles qui présentent les variances les plus faibles.

Sur la figure de gauche, correspondant aux solutions performantes pour le critère *axial offset*, les premiers quartiles des recouvrements r_1 et r_2 sont toujours supérieurs aux recouvrements de la solution actuelle à l'inverse des valeurs des variables v_1 et man qui sont bien inférieures à celle de la solution actuelle. Ces distributions confirment les conclusions de la Section 5.4.3.1 : les solutions performantes vis-à-vis du critère *axial offset* présentent une utilisation des GCP et du GRT réduite par rapport à la solution actuelle. Le fait que les recouvrements soient plus élevés signifie que les groupes s'insèrent de façon plus synchrone, mais les perturbations qui pourraient être introduites sont évitées par une vitesse v_1 réduite

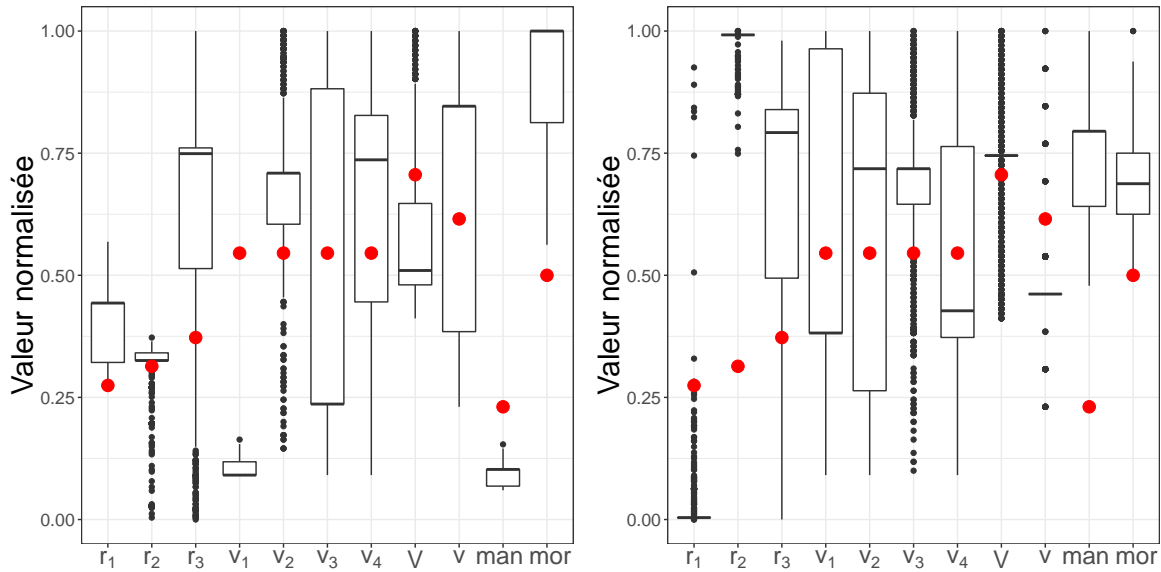


FIGURE 5.14 – Distribution des paramètres de pilotage normalisés pour les solutions optimisées suivant le critère *axial offset* (gauche) et le volume d’effluents (droite). Le bas de la boîte représente le premier quartile et le haut de la boîte le troisième quartile. Les segments verticaux en dessous des boîtes s’étendent jusqu’à la plus basse valeur comprise entre la valeur du premier quartile et la valeur du premier quartile moins une fois et demie la hauteur de la boîte. Les segments verticaux au-dessus des boîtes s’étendent jusqu’à la plus haute valeur comprise entre la valeur du troisième quartile et la valeur du troisième quartile plus une fois et demie la hauteur de la boîte. Les valeurs en dehors des segments sont marquées par des points, les valeurs médianes sont représentées par les segments horizontaux dans les boîtes, et les points en rouges correspondent aux paramètres du pilotage actuel.

au minimum la plupart du temps. La bande de manœuvre est elle aussi proche de la valeur minimale, ce qui accentue le besoin en bore soluble, mais réduit les effets axiaux sur le cœur. La stratégie d’optimisation discutée dans le cas de la solution $bestC_{AO}$ est donc commune aux autres solutions optimisées suivant ce critère.

De la même manière, la stratégie de pilotage identifiée pour la solution $bestV_{eff}$ est adoptée par les autres solutions optimisées suivant le volume d’effluents. Avec cette stratégie, la valeur médiane du premier recouvrement est nulle, c’est-à-dire que $G1$ s’insère seul sur toute la hauteur du cœur, alors que les autres recouvrements prennent des valeurs élevées (la médiane de r_2 prend la valeur maximale) indiquant une insertion conjointe des groupes $G2$, $N1$ et $N2$ et maximisant leurs effets. Il est plus efficace d’insérer les derniers groupes ensemble dans la mesure où ils sont plus efficaces, mais les insérer tous ensemble ($G1$ compris) provoquerait de trop grosses perturbations sur le cœur, qui devraient être compensées par le GRT et le bore. De plus comme pour le mode de pilotage de la solution $bestV_{eff}$, la bande de manœuvre du GRT est augmentée par rapport à la valeur de la référence, de façon à pouvoir compenser un maximum d’effets sans recourir au bore soluble.

Les modes de pilotage optimaux correspondants aux solutions $bestC_{AO}$ et $bestV_{eff}$ sont communs aux solutions performantes sélectionnées suivant chacun des critères. Les distribu-

tions associées à ces deux ensembles de solutions sont disjointes, mais la Fig. 5.11 et la Section 5.4.3.1 montrent que des compromis sont possibles, permettant de proposer des modes de pilotage meilleurs que le mode de pilotage actuel pour les deux critères.

5.5 Post-analyse des solutions performantes

Les optimisations mono-objectif permettent de trouver des solutions performantes vis-à-vis d'un ou de l'autre critère, voire des deux, et nous nous attachons dans cette section à étudier les solutions obtenues d'un point de vue différent. Dans un premier temps, nous analysons la stabilité des solutions vis-à-vis des oscillations xénon en fin de transitoire de suivi de charge grâce au diagramme de Shimazu. Cette étude permet de compléter l'analyse physique des solutions menée dans la Section 5.4.3.1 en se focalisant sur la vitesse de retour à l'équilibre après le transitoire, également représentative de la performance d'un mode de pilotage. Dans un second temps, nous étudions l'influence du taux de combustion moyen du cœur au début du transitoire de suivi de charge sur la qualité du pilotage des solutions optimales identifiées. Pour rappel, un moyen d'augmenter la manœuvrabilité des centrales nucléaires est d'augmenter leur disponibilité tout au long du cycle d'irradiation. Un mode de pilotage, pour être retenu, doit donc proposer des performances meilleures que la référence tout au long du cycle.

5.5.1 Dynamique libre de retour à l'équilibre

L'étude des oscillations xénon se fait par le diagramme de Shimazu, dont la construction et le principe sont présentés en Section 3.5.3. La Fig. 5.15 présente l'évolution des points caractéristiques des cœurs dans ce diagramme pendant (à gauche) et après (à droite) le transitoire de suivi de charge pour les modes de pilotage correspondants aux solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$. Comme pour le diagramme de pilotage, l'aire du diagramme de Shimazu pendant le transitoire est réduite pour les solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$ par rapport à la solution actuelle. Il semble donc y avoir une relation entre le critère *axial offset* et l'aire du diagramme de Shimazu pendant le transitoire. D'une part l'*axial offset* de puissance intervient directement dans ce diagramme, donc plus il reste faible plus la valeur en abscisses dans le diagramme reste faible. D'autre part, un *axial offset* de puissance bien contrôlé durant les phases de palier permet la réduction des déséquilibres axiaux et contribue à réduire les *axial offset* de concentration de xénon et d'iode. Cette observation est vraie tant que les contrôles du cœur sont actifs. L'évolution du point de fonctionnement du cœur dans le diagramme de Shimazu correspondant à la solution $bestV_{eff}$ est en outre très différent des trois autres : dès le début du transitoire, le point caractéristique de cette solution se déplace vers la gauche du diagramme, et sort du cadre de la figure (pour des questions de lisibilité nous choisissons de ne pas montrer l'autre partie de la courbe), correspondant à la forte diminution de l'*axial offset* visible sur la Fig. 5.12. Après avoir fait une boucle importante dans la partie inférieure gauche du diagramme, le point caractéristique revient dans le cadre de la figure par le bas.

Le transitoire de suivi de charge est prolongé ensuite jusqu'à 48 heures de palier haut, pendant lesquelles le cœur évolue librement (sans contrôles de la part de l'opérateur), rendant visibles les oscillations xénon. À partir de ce moment-là, le comportement ne dépend plus des paramètres de pilotage de la solution, mais uniquement du transitoire de suivi de charge vécu par le cœur et de son état à la fin des 700 minutes du transitoire.

Il semble que la corrélation entre l'aire du diagramme de Shimazu pendant la période de

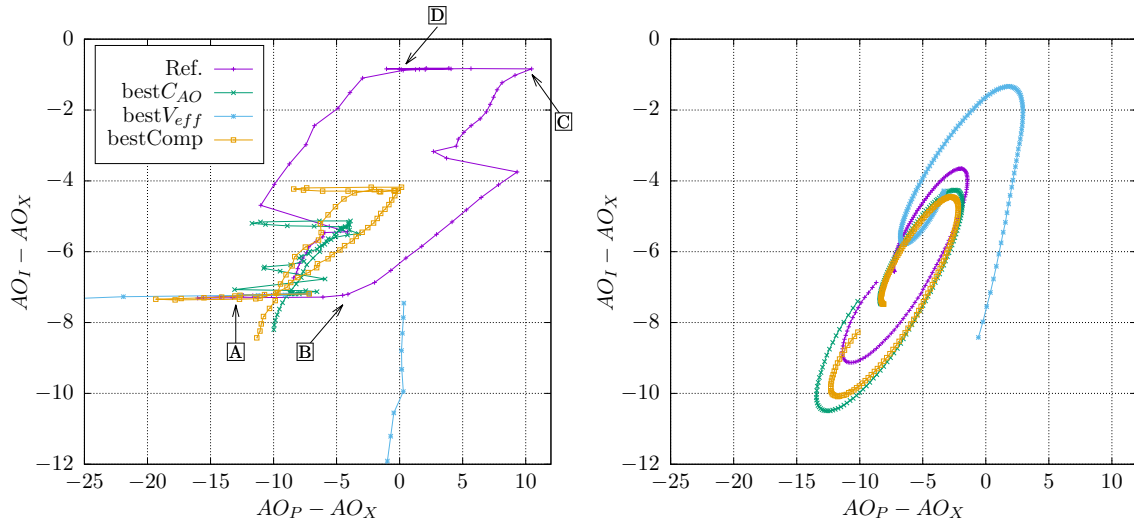


FIGURE 5.15 – Diagrammes de Shimazu pour la solution actuelle (Ref.) et pour les trois solutions retenues $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$. Les points A, B, C et D correspondent respectivement au début du transitoire, à la fin de la descente en puissance, au début de la remontée en puissance et au début du palier haut et sont marqués sur l'évolution de la référence.

transitoire libre et le critère *axial offset* soit très faible. Un cœur subissant peu de perturbations durant le transitoire de suivi de charge devrait à priori revenir plus rapidement à l'équilibre qu'un cœur qui en subit beaucoup, mais les observations ne vont pas dans ce sens. La solution $bestV_{eff}$ semble revenir aussi vite (si ce n'est plus) à l'équilibre que les autres solutions. Pour rappel, la stabilité se mesure au nombre d'oscillations nécessaires avant que l'ellipse ne soit convergée et que le point caractéristique n'évolue plus (cœur stable). Cette observation confirme que l'étude de la stabilité grâce au diagramme de Shimazu n'est pas redondante avec l'étude du critère *axial offset*. L'analyse des solutions dans le diagramme de Shimazu permet de discriminer d'une autre manière les solutions équivalentes en termes de critères (ou Pareto optimales). Il est tout de même possible d'apporter un élément de réponse concernant la relation (ou l'absence de relation) entre le diagramme de pilotage et le fonctionnement libre dans le diagramme de Shimazu. En toute fin du transitoire de suivi de charge, à puissance nominale, la Fig. 5.12 montre que le déséquilibre axial de puissance correspondant à la solution $bestV_{eff}$ est beaucoup plus stable et prend des valeurs moins négatives que pour les autres. Bien que le comportement du cœur correspondant à ce mode de pilotage soit perturbé en cours de transitoire, l'opérateur semble en capacité de maintenir un *axial offset* stable lors du palier haut, permettant de réduire le temps nécessaire au retour à l'équilibre dans le diagramme de Shimazu. D'autres études seraient néanmoins nécessaires pour étayer ces conclusions.

5.5.2 Influence de l'avancement dans le cycle

Une simulation de l'avancement dans le cycle est ici réalisée. Pour cela, le transitoire débute avec un cœur irradié en base durant une fraction du cycle d'irradiation correspondant à l'avancement. L'usure du combustible est ainsi prise en compte, de même que l'évolution des poisons consommables comme le bore soluble ou le gadolinium. Le but de cette étude

est de trouver des modes de pilotages performants tout au long du cycle d'exploitation pour répondre à la problématique de la disponibilité des centrales. En effet, il est difficile (voire impossible suivant les modifications à apporter) de changer de mode de pilotage lorsque le cœur est en exploitation, il est donc important de s'assurer que les modes de pilotage trouvés en début de cycle soient également performants pour un autre taux de combustion. La méthodologie est simple : les modes de pilotage correspondants aux solutions non dominées obtenues précédemment sont réutilisés pour piloter un cœur à différents avancements de son cycle d'exploitation sur un transitoire de suivi de charge.

5.5.2.1 Évolution des performances du mode de pilotage actuel

Bien qu'une modification de l'avancement dans le cycle influe sur l'état du combustible et donc sur sa réactivité et son comportement, elle impacte principalement la valeur de la concentration en bore soluble. Le bore soluble est en effet utilisé en tant que poison consommable et sa concentration décroît donc au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle. Par exemple, la concentration en bore est d'environ 200 ppm à 80% de l'avancement dans le cycle, alors qu'elle est d'environ 1300 ppm initialement. En modifiant la concentration en bore, les vitesses de borication et de dilution (exprimées en ppm par minute) sont aussi modifiées. Plus précisément, la vitesse de dilution décroît lorsque la concentration décroît, et la vitesse de borication augmente. Ce comportement s'explique par les lois exponentielles (équation (1.1), Section 1.4.2.2) gouvernant l'évolution du bore soluble et par le fait que la concentration soit bornée entre 0 (concentration de l'eau déminéralisée) et 7700 ppm (concentration maximale injectée). Plus la concentration en bore soluble est faible, plus la courbe s'approche de son asymptote, et plus sa pente (correspondant à la vitesse) est faible. De plus, si la vitesse de dilution diminue, la vitesse d'insertion de réactivité diminue également. Le diagramme de pilotage en Fig. 5.16 présente les effets sur le pilotage actuel d'une évolution de l'avancement dans le cycle. Au-delà d'un certain taux de combustion (donc en dessous d'une certaine concentration), la vitesse de dilution n'est plus suffisante pour compenser le pic de concentration xénon et contrôler la dérive de l'*axial offset*. Une dérive est donc observable durant le palier bas, augmentant les valeurs d'*axial offset* de puissance et du critère *axial offset* également. Le point de fonctionnement du cœur franchit même la limite de sûreté à droite du diagramme. Pour éviter ce dépassement, la capacité de suivi de charge des centrales est réduite à partir de 60%LDC : l'amplitude des transitoires de suivi de charge est réduite progressivement, jusqu'à ne pouvoir faire que du télé réglage et du réglage primaire de fréquence à partir de 90%LDC environ (Fig 1.18).

La principale différence entre les deux diagrammes de la Fig. 5.16 se trouve lors des phases de paliers bas. Les phases de descente et de remontée en puissance s'effectuent en effet de façon très similaire. L'état initial du cœur est néanmoins différent. Dans le cas d'un burn-up élevé, la valeur initiale de l'*axial offset* est plus négative que pour un cœur en début de cycle. De manière générale, la puissance se déplace vers le bas au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle (voir Annexe A). Ces différences expliquent la forme du diagramme de pilotage pour un taux de combustion élevé et l'augmentation importante des valeurs de critères correspondantes au mode de pilotage actuel. Étant données les différences d'utilisation du bore soluble d'une solution à l'autre, on s'attend à observer des évolutions de comportement différentes et donc éventuellement la perte des relations de non-dominance entre les solutions précédemment étudiées en modifiant le taux de combustion.

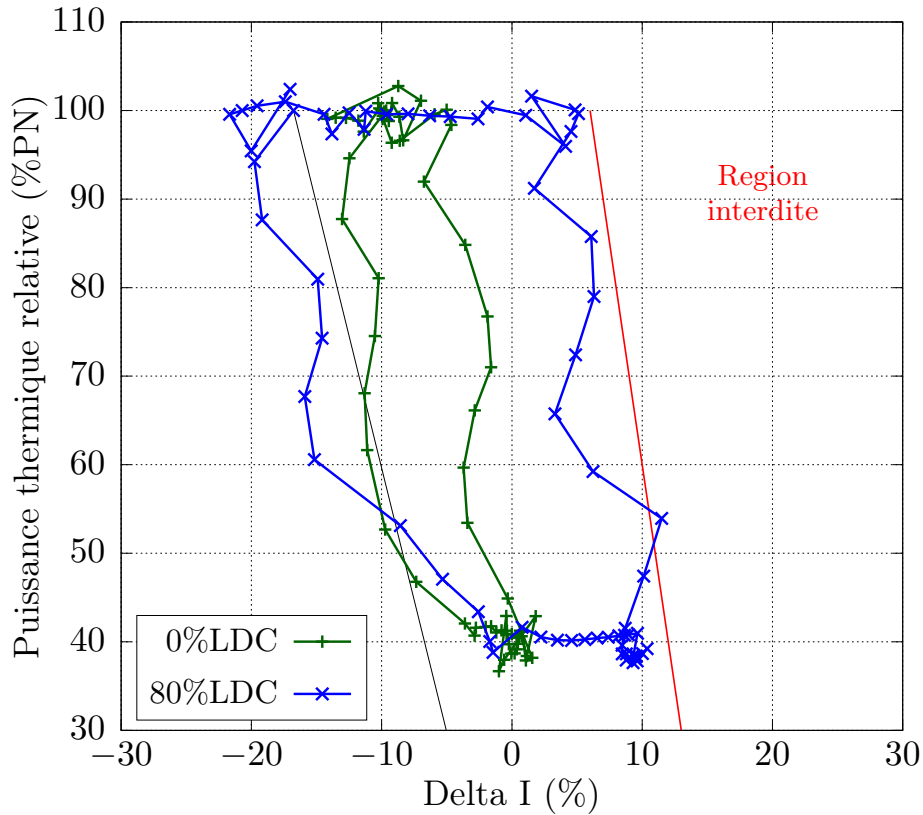


FIGURE 5.16 – Diagrammes de pilotage correspondant à la solution actuelle, pour différents avancements dans le cycle.

5.5.2.2 Évolution de l'ensemble des modes de pilotage optimaux

Dans un premier temps, les diagrammes de pilotage correspondant à 80% de la longueur de cycle (LDC) pour les solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ sont superposés au diagramme de pilotage de la solution actuelle afin de pouvoir étudier plus précisément ces solutions au regard de leur évolution au cours du cycle. Dans un second temps, l'analyse est étendue à tous les modes de pilotage correspondant aux solutions non dominées identifiées sur le front de la Fig. 5.11. Cette seconde analyse a pour but d'identifier d'éventuels modes de pilotage performants tout au long du cycle.

La figure 5.17 présente les diagrammes de pilotage pour un état d'avancement de 80%LDC. Les solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$ présentent des diagrammes de pilotage très proches de celui de la solution actuelle. La valeur du critère *axial offset* pour la solution $bestComp$ est ainsi quasiment identique à celle de la solution actuelle, et celle de la solution $bestC_{AO}$ est légèrement supérieure (valeur de critère normalisé de 1.1). Ces modes de pilotage sont en effet très proches vis-à-vis de l'utilisation du bore. L'utilisation des barres de contrôle étant limitée, l'utilisation du bore soluble doit être importante et ces solutions présentent donc une forte dépendance en fonction de l'avancement dans le cycle. Plus l'utilisation du bore est importante, plus la solution semble dégradée. Ainsi, l'effet de l'avancement dans le cycle sur le diagramme de pilotage de la solution $bestV_{eff}$ est très faible (son critère *axial offset* passe de 7760 unités arbitraires en début de cycle à 6770 à 80%LDC) alors que cet effet

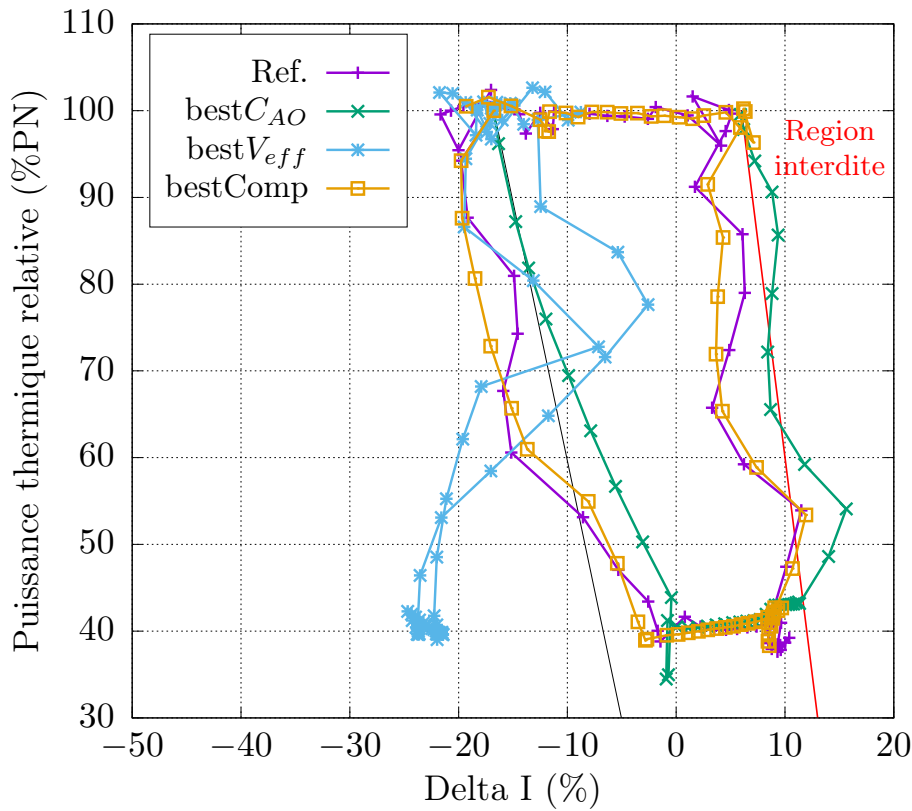


FIGURE 5.17 – Diagrammes de pilotage pour les solutions actuelle (Ref.), $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ à 80%LDC. La droite *axial offset* constant est en trait noir plein.

est très marqué dans le cas de la solution $bestC_{AO}$ (son critère *axial offset* passe de 1350 unités arbitraires en début de cycle à 13500 à 80%LDC). Dans tous les cas en revanche le volume d'effluents est augmenté puisque la vitesse de dilution diminue et que l'opérateur doit maintenir un débit RCV maximal durant la majeure partie du palier bas. Finalement, l'augmentation importante du critère *axial offset* pour les solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$, combinée avec une variation similaire du volume d'effluents pour toutes les solutions entraîne la perte de leur caractère optimal. À 80%LDC la solution $bestV_{eff}$ domine à la fois la solution de référence, mais également les solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$.

Au vu de l'importance du burn-up sur les diagrammes de pilotage et sur les valeurs de critères des quatre solutions étudiées, nous tentons de généraliser les conclusions à l'ensemble des solutions non dominées. La Fig. 5.18 présente la variation de l'approximation du front de Pareto obtenue en Section 5.4.2 pour trois avancements différents. Les points correspondent à la valeur des critères en début de cycle et les triangles correspondent à la valeur des critères pour un taux de combustion différent pour le même ensemble de solutions. La correspondance des solutions entre les deux nuages de points dans le plan (C_{AO}, V_{eff}) associées à des valeurs de burn-up différentes est visible grâce à l'échelle de couleur (une couleur correspond à un mode de pilotage donné). Les valeurs de critère sont normalisées à la valeur des critères de la solution actuelle pour le burn-up correspondant.

Comme attendu, les effets d'une augmentation du burn-up sur l'image dans l'espace ob-

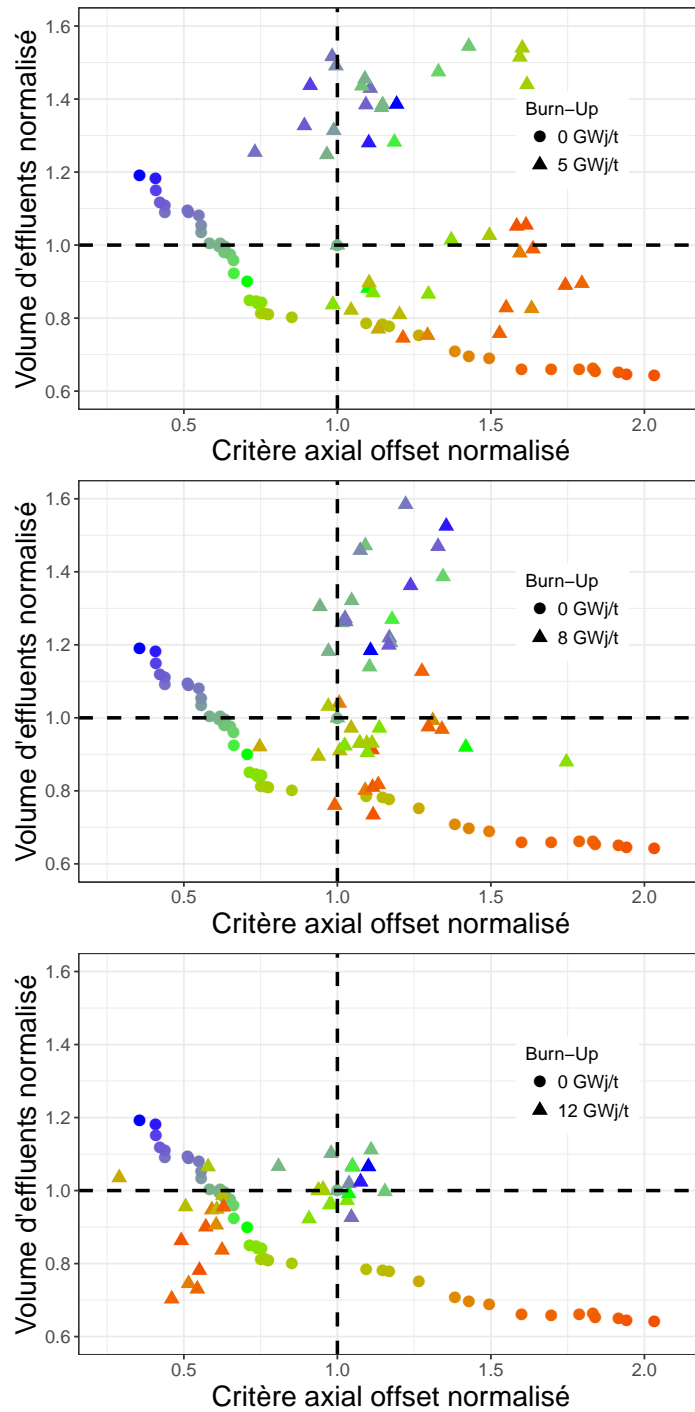


FIGURE 5.18 – Effet d’une augmentation du burn-up sur le front de Pareto approximé. Les valeurs de critères sont normalisées par la celles du mode de pilotage actuel pour le taux de combustion correspondant. De haut en bas : 20%, 50% et 80%LDC.

jectif de l’ensemble des solutions non dominées sont importants. L’effet du burn-up n’est pas

uniforme sur le nuage de points et l'évolution des valeurs de critère normalisées évoluent de façon non-monotone. L'analyse de cette figure se fait en deux temps : **1** étude de la variation de l'approximation du front au cours du cycle et **2** évolution de la qualité des modes de pilotage par rapport au mode actuel.

- 1** Deux dynamiques contribuent à réduire cette qualité des fronts. D'une part le nombre de solutions non dominées diminue, passant de 45 en début de cycle à 5 à 20%LDC puis 4 à 50%LDC et enfin 2 à 80%LDC. D'autre part, le domaine de l'espace objectif couvert par l'ensemble de solutions diminue. La distance entre les points extrêmes des fronts dans l'espace objectif passe ainsi de 1.8 pour le front en début de cycle à 0.7 à 20%LDC puis 0.4 à 50%LDC et enfin 0.37 à 80%LDC. Ces deux phénomènes sont cohérents avec l'existence de deux groupes de solutions (solutions optimisées suivant chacun des critères) qui se déplacent au fur et à mesure de l'augmentation du taux de combustion. Les solutions de chacun de ces groupes ont de plus tendance à se rapprocher les unes des autres lorsque le taux de combustion augmente. La groupe de solutions optimisées suivant le volume d'effluent tend à dominer le groupe de solutions optimisées suivant le critère *axial offset*, confirmant l'analyse de la Fig. 5.17.
- 2** La modification des critères normalisés peut soit venir d'un changement du critère de la solution en question, soit d'un changement du critère de la solution actuelle (qui sert de référence). L'évolution des fronts résulte donc de la différence de comportement entre la solution actuelle et les solutions non dominées : si leurs évolutions sont similaires, les valeurs de critères normalisées resteraient proches de celles du front initial. L'échelle de couleur permet d'affirmer que les solutions optimisées vis-à-vis du volume d'effluent (en rouge sur la figure) sont améliorées relativement à la solution actuelle lors d'une augmentation du burn-up. À 80%LDC, ces solutions dominent les solutions optimisées vis-à-vis du critère *axial offset* (en bleu) ainsi que la solution actuelle. En effet, ces solutions sont situées en début de cycle dans le rectangle inférieur droit de la figure (à proximité du point (2,0.65)) et leurs critères évoluent de sorte qu'elles se "déplacent" vers le rectangle inférieur gauche (à proximité du point (0.5,0.7)) à 80%LDC. Les solutions optimisées pour le critère *axial offset* en revanche sont initialement présentes dans le rectangle supérieur gauche (à proximité du point (0.4,1.2)) et se "déplacent" dans le rectangle supérieur droit (à proximité du point (1.1,1.1)) à 80%LDC. Les valeurs de critère *axial offset* pour les solutions optimisées pour le volume d'effluent varient très peu (de 7760 unités arbitraires en début de cycle à 6770 à 80%LDC pour la solution *bestV_{eff}*), mais la valeur de ce critère pour la solution de référence augmente (de 3880 unités arbitraires en début de cycle à 12300 à 80%LDC), ce qui explique la diminution du critère normalisé. Le volume d'effluents pour ces solutions reste légèrement inférieur à celui de la solution actuelle (évolution du critère normalisé de 0.65 en début de cycle à 0.75 à 80%LDC pour la solution *bestV_{eff}*). Les solutions optimisées pour le critère *axial offset* présentent également une valeur de volume d'effluents qui reste stable (évolution du critère normalisé de 1.2 en début de cycle à 1 à 80%LDC pour la solution *bestC_{AO}*), mais leur critère *axial offset* augmente sensiblement pour se rapprocher de celui de la solution actuelle et même la dépasser dans certains cas (de 1350 unités arbitraires en début de cycle à 13500 à 80%LDC pour la solution *bestC_{AO}*). Il apparaît donc que les modes de pilotage optimisés vis-à-vis du volume d'effluents sont beaucoup plus stables (performances similaires tout au long du cycle) que les modes optimisés suivant le critère *axial offset*.

5.6 Conclusion

Dans ce chapitre, les paramètres de mutation associés à l'algorithme d'optimisation mono-objectif AMS- $(1 + \lambda)$ -EA développé dans le Chapitre 4 sont ajustés dans le but d'améliorer ses performances. Un premier ajustement basé sur une étude paramétrique des paramètres très coûteuse en temps de calcul est couplé à une étude statistique de type étude de paysage de fitness moins coûteuse. Les paysages de fitness sont produits par des marches aléatoires s'appuyant sur l'opérateur de mutation, et dont les caractéristiques dépendent également des paramètres de mutation. Les résultats montrent que les performances de l'algorithme sont très bien corrélées avec les caractéristiques des paysages de fitness (corrélation de 0.82). Il apparaît donc que l'étude des paysages de fitness permet l'ajustement des paramètres de l'algorithme hors ligne, en plus de permettre la compréhension des performances de l'algorithme pour le problème considéré. Dans le cas considéré, les paramètres de mutation associés aux paysages les plus rugueux semblent être les meilleurs. Des études supplémentaires seraient nécessaires pour généraliser cette méthode à d'autres fonctions objectif, d'autres algorithmes ou d'autres types de problèmes d'optimisation. Cette étude est réalisée en considérant l'optimisation du critère *axial offset* et permet d'améliorer la valeur de critère associé aux modes de pilotage optimaux de 0.6 avec la configuration de référence à 0.35 avec les paramètres optimisés. Les meilleures solutions obtenues présentent au final un critère *axial offset* réduit de 65% par rapport à la valeur de critère correspondant au mode de pilotage actuel. En plus de cette amélioration, le comportement de l'algorithme est modifié : la problématique de la neutralité est évitée et la vitesse de la convergence est augmentée.

Les paramètres de l'algorithme obtenus servent également à optimiser le critère volume d'effluents dont la valeur normalisée pour les solutions optimales est de 0.65, soit un gain de 35% par rapport au volume d'effluents produit par le mode de pilotage actuel. Les deux optimisations mono-objectives trouvent des solutions intéressantes et permettent d'identifier une stratégie de pilotage pour chacune des deux familles de solutions (optimisées suivant le critère *axial offset* ou volume d'effluents). La stratégie de pilotage permettant de réduire le critère *axial offset* consiste à utiliser très peu de barres de contrôle, et met l'accent sur l'utilisation du bore soluble, au contraire de la seconde stratégie qui utilise très peu de bore soluble puisque la majorité des effets sont compensés par les barres.

Les diagrammes de pilotage des solutions optimales sont tracés en Fig. 5.19. Les solutions optimisées suivant le critère *axial offset* présentent des pilotages très performants dans le diagramme de pilotage à taux de combustion faible, mais ils sont très perturbés lors d'une augmentation de l'avancement dans le cycle. Des dépassements des limites du diagramme de pilotage sont observés, ce qui n'est pas acceptable du point de vue de la sûreté. Les solutions optimisées suivant le volume d'effluents en revanche sont très stables vis-à-vis de l'avancement dans le cycle (leurs diagrammes de pilotage sont quasiment identiques tout au long du cycle), mais elles présentent des valeurs d'*axial offset* négatives importantes sur le palier bas, et des valeurs d'*axial offset* de concentrations de produits de fission très importantes, présentant potentiellement un problème vis-à-vis de la stabilité des oscillations xénon. Dans l'état actuel de la recherche, ces solutions ne peuvent donc pas être conservées. Le fait de réaliser deux optimisations mono-objectives et de les rassembler pour obtenir des compromis entre les critères n'est donc pas suffisant en termes de stabilité du front et une étude bi-objective est donc nécessaire. Ces optimisations mono-objectives permettent néanmoins de montrer d'une part que les optimisations de critères sont possibles, et d'autre part qu'ils sont contradictoires, justifiant leur utilisation dans un cadre d'optimisation bi-objective. De plus, on montre que

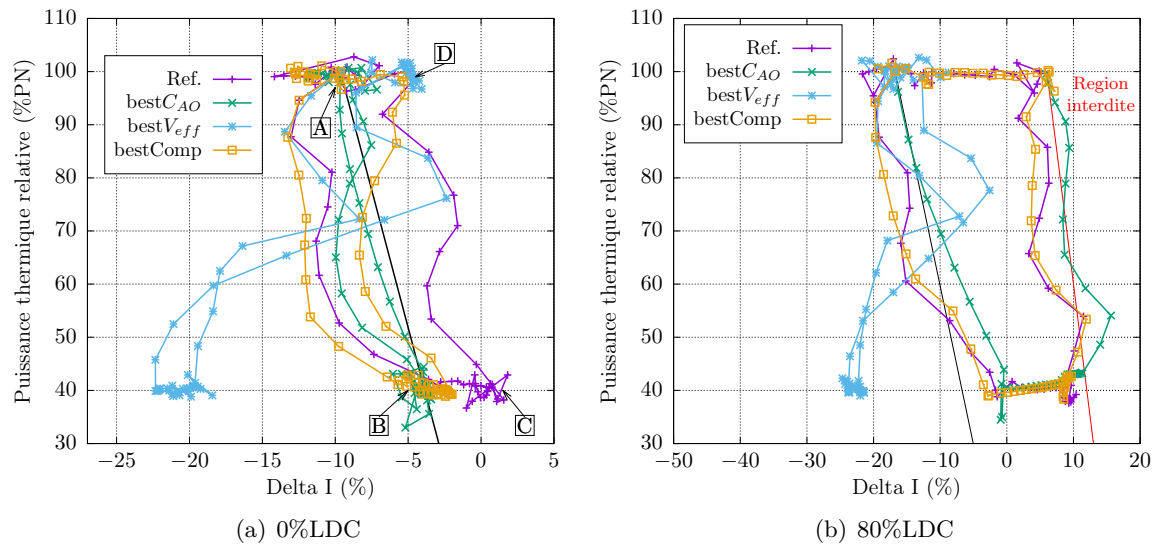


FIGURE 5.19 – Diagrammes de pilotage pour trois des solutions optimales et pour la solution actuelle, en début de cycle ou à 80% de la longueur de cycle. La droite de référence à *axial offset* constant est en trait noir plein.

la manœuvrabilité des centrales peut être optimisée en dégageant des marges sur les limites du diagramme de pilotage (solution *best C_{AO}*) et en augmentant la disponibilité des centrales durant leur cycle d'exploitation (solution *best V_{eff}*).

Recherche de design par optimisation bi-objective

Le Chapitre 5 montre que l'algorithme mono-objectif AMS- $(1 + \lambda)$ -EA est performant sur ce type de problème et que les optimisations du critère *axial offset* et du volume d'effluents sont possibles. Les performances de cet algorithme sont améliorées par un ajustement hors ligne des paramètres grâce une méthodologie intégrant une analyse par étude de paysage de fitness, permettant également de comprendre les performances de cet algorithme.

Les modes de pilotage optimaux obtenus sont ainsi très performants suivant les critères pour lesquels ils sont optimisés. Une analyse physique plus poussée de ces modes de pilotage optimaux montre néanmoins que tous présentent des points faibles : ceux optimisés suivant le critère *axial offset* ne sont pas stables au regard de l'état d'irradiation du cœur, et ceux optimisés suivant le volume d'effluents présentent des valeurs importantes d'*axial offset* de puissance sur les paliers bas, ainsi que de fortes perturbations des distributions des poisons xénon et iode. Une optimisation conjointe de ces deux critères est donc nécessaire dans le but de trouver des modes de pilotage performants vis-à-vis des deux critères identifiés et durant tout le cycle d'irradiation, pour répondre aux exigences de manœuvrabilité accrue.

Dans ce chapitre, une optimisation bi-objective des critères *axial offset* et volume d'effluents est réalisée dans le but de proposer des stratégies de pilotage présentant des compromis entre les extrêmes identifiés au Chapitre 5. L'algorithme utilisé pour cette optimisation est l'algorithme AMS-MOEA/D présenté au Chapitre 4. Dans un premier temps, nous définissons la méthodologie d'analyse adoptée et les problématiques rencontrées. Puis, dans le but d'améliorer les performances de l'algorithme multiobjectif, un ajustement des principaux paramètres qui impactent la qualité de la recherche est effectué hors ligne par une méthode paramétrique. Le comportement de l'algorithme est alors étudié vis-à-vis de l'opérateur de mutation et de la dynamique de la recherche. L'ajustement des paramètres ne se base que sur l'optimisation en début de cycle. L'étude du comportement de l'algorithme est ensuite étendue à différents épuisements (0%, 20%, 50% et 80% de la longueur de cycle) qui équivalent à un changement de la fonction objectif et donc à un changement du paysage de fitness correspondant.

Nous analysons l'influence de ce changement de fonction objectif sur les performances de l'algorithme en étudiant les propriétés de l'opérateur de mutation, la qualité de l'approximation des fronts de Pareto obtenus et la vitesse de convergence vers les solutions optimales. Cette discussion autour des performances de l'algorithme est complétée par une analyse de certaines solutions Pareto optimales choisies à partir des fronts de Pareto, dont les paramètres de pilotage sont étudiés de même que leur comportement en cours de suivi de charge. Cette étude de solutions optimales particulières est généralisée à l'ensemble des solutions performantes sur chacun des critères et pour les différents taux de combustion dans le but de trouver des modes de pilotage communs. Finalement, à l'image de l'analyse effectuée en mono-objectif

au Chapitre 5, les modes de pilotage des différentes approximations du front de Pareto sont testés en partant d'épuisements pour lesquelles ils ne sont pas optimisés, afin d'observer leur comportement lors de l'avancement dans le cycle et d'identifier des solutions performantes sur tout le cycle d'irradiation. Dans le but de comprendre les phénomènes physiques mis en jeu, et d'analyser les raisons des différences entre les solutions optimisées suivant les différents épuisements, les comportements des solutions obtenues à 0% et 80% de la longueur de cycle sont analysés en les relançant pour les autres taux de combustion. La généralisation des conclusions et l'identification de solutions performantes tout au long du cycle sont faites par le même type d'analyse, menée sur la totalité des fronts de Pareto obtenus pour les différents taux de combustion. Ces solutions performantes durant tout le cycle d'exploitation sont alors étudiées de manière approfondie.

6.1 Méthodologie d'ajustement des paramètres de l'algorithme

La méthodologie adoptée pour l'analyse de l'optimisation multiobjectif s'inscrit dans un cadre très contraint puisque chaque optimisation est très coûteuse en temps de calcul, et que les ressources dont nous disposons sont limitées, bien qu'importantes. Nous disposons en effet pour ce projet de deux millions et demi d'heures de calcul séquentielles, allouées sur le super ordinateur Curie du TGCC [1]. Nous nous restreignons lors de l'optimisation mono-objective à ne considérer que des temps d'exécution de l'algorithme de l'ordre de 5 heures, l'objectif étant alors d'ajuster les paramètres de l'algorithme, et de procéder à une première phase d'exploration du domaine de recherche. Dans le cas présent, les simulations qui doivent produire les résultats finaux de l'étude sont lancées sur une architecture massivement parallèle de 3072 processeurs comme précédemment, mais pendant un temps de simulation de 24 heures. Cela représente donc un temps de calcul d'environ 75000 heures séquentielles pour chaque optimisation. Les différents avancements dans le cycle sont les mêmes que lors de l'optimisation mono-objective, et correspondent à un début de cycle, soit 0% de la longueur de cycle (LDC), cinquième de cycle soit 20%LDC, milieu de cycle soit 50%LDC et quatre cinquièmes de cycle soit 80%LDC. Pour chaque taux de combustion, cinq simulations s'appuyant sur différentes populations initiales (mais identiques d'un épuisement à l'autre) sont lancées, permettant de s'affranchir des effets aléatoires induits par l'opérateur de mutation grâce à une statistique minimale. Cela représente donc au total un million et demi d'heures de calcul séquentielles, uniquement pour les simulations servant à produire les solutions optimisées. Sur cette base, quelques centaines de milliers d'heures sont disponibles pour l'ajustement des paramètres de l'algorithme. Bien qu'il soit commode dans les études d'optimisations se basant sur des applications réelles, de considérer plusieurs algorithmes dans le but de déterminer à postériori le plus adapté à la résolution du problème posé, nous faisons le choix de n'en considérer qu'un seul. Il s'agit de l'algorithme multiobjectif de type AMS-MOEA/D, présenté à la Section 4.6.3. L'étude de plusieurs algorithmes peut en effet s'avérer coûteuse en temps de calcul et n'apporte de plus que très peu d'informations génériques. Nous réalisons donc une étude des composants de cet algorithme, qui peuvent être utilisés dans de nombreux autres algorithmes. Le but est de comprendre pourquoi cette classe d'algorithme est performante sur ce type de problème et de décrire les propriétés du problème qui expliquent les performances d'une recherche locale. Nous cherchons dans un premier temps à ajuster les paramètres les plus influents de cet algorithme. Ces paramètres correspondent au nombre de directions, au nombre de voisins et au choix de la fonction de pondération (voir 4).

Le nombre de directions influe directement sur le nombre de solutions présentes dans le front final, et donc sur leur diversité. Un nombre de solutions trop faible donne à priori un front trop pauvre. Un nombre trop important risque également de réduire les performances de l'algorithme puisqu'alors le nombre de ressources disponibles par direction diminue, sans que le front ne soit plus riche puisque les solutions sont trop proches les unes des autres. Le nombre de voisins est également un paramètre primordial pour les bonnes performances de l'algorithme puisqu'il détermine la vitesse de propagation des bonnes solutions d'une direction à l'autre. Si ce paramètre est trop faible, le temps de propagation des bonnes solutions est trop important et les directions éloignées utilisent des solutions non optimales plus longtemps. Si ce paramètre est trop grand, les bonnes solutions sont transmises trop vite et le front final risque de perdre de sa diversité. Finalement, le choix de la fonction de pondération influe sur

la manière dont les solutions convergent vers la direction pour laquelle elles sont évaluées et donc également sur leur vitesse de convergence vers le front.

L'ajustement de ces paramètres résulte d'une étude paramétrique, dont les valeurs testées sont présentées dans le Tab. 6.1. La configuration de référence correspond à un nombre de directions $D = 200$, un nombre $T = 5$ directions voisines par direction et une fonction de pondération de Tchebychev (norme infinie, voir Fig. 4.2) soit ($\alpha = 1$, $\epsilon = 0$).

	Paramètre	Valeurs testées
Nombre de directions	D	200
Nombre de directions voisines	T	5 , 200
Paramètres de la fonction de pondération	(α, ϵ)	(1, 0) , (0, 1)

TABLE 6.1 – Paramètres ajustables de l'algorithme, et valeurs testées. Les valeurs de référence sont en gras.

Le choix des paramètres optimaux s'appuie sur une analyse des performances de l'algorithme à plusieurs niveaux grâce à des indicateurs caractérisant les communications entre les directions ou représentatifs des performances en termes de vitesse de convergence et d'approximation du front de Pareto.

Un premier niveau d'étude consiste à analyser finement l'influence d'une direction dans son voisinage, et s'intéresser typiquement à la distance entre une direction donnée et les directions dont elle est susceptible d'améliorer les solutions courantes. La propagation d'une bonne solution vers les directions voisines peut être vue comme une communication entre les directions, et on parle donc de solution envoyée ou reçue par une direction. L'étude de la distribution du nombre moyen de solutions envoyées en fonction de la distance entre la direction émettrice et la direction réceptrice permet d'ajuster la taille du voisinage, en identifiant un niveau de communication minimal attendu entre directions. Il serait alors éventuellement possible de raffiner les conclusions en analysant pour chaque direction sa sphère d'influence, ou la distance avec la direction la plus éloignée qu'elle impacte.

Un second niveau d'étude toujours en lien avec les performances associées aux directions, mais plus gros grain, consiste à étudier les propriétés correspondantes à chacune des directions, comme le nombre d'évaluations, ou le nombre de solutions améliorant la solution courante locale ou globale. Une solution est considérée comme bonne localement si elle améliore la meilleure solution connue de la direction pour laquelle elle est évaluée, et elle est considérée comme bonne globalement si elle améliore la meilleure solution connue d'au moins une direction voisine. Ce niveau très grossier ne permet pas de choisir les paramètres de l'algorithme, mais permet d'étudier la capacité d'amélioration en fonction de la position dans l'espace objectif, et caractérise ainsi la facilité d'amélioration de chacun des critères vis-à-vis de l'autre. Pour que le front de Pareto obtenu soit de bonne qualité, il est plus efficace que les deux critères soient optimisés de façon similaire, et donc que ces différentes grandeurs soient le plus homogènes possible en fonction des directions. Intuitivement, le choix du nombre de voisins influe sur ces grandeurs puisqu'il modifie la manière dont les solutions communiquent et s'échangent les bonnes solutions, et la fonction de pondération joue également un rôle dans la mesure ou elle modifie la relation de domination entre deux solutions. Ainsi,

une solution qui n'est pas considérée comme bonne peut l'être en modifiant la fonction de pondération.

Un troisième niveau d'étude plus global est finalement nécessaire dans la mesure où les deux premiers niveaux d'études ne permettent pas d'apprécier les performances de l'algorithme. Ce dernier niveau concerne l'étude de la dynamique de la recherche, et les paramètres étudiés sont la probabilité d'amélioration, la probabilité de neutre (lorsque la solution mutante [fil] présente les mêmes valeurs de critère que la solution mutée [mère]), la vitesse de la convergence des solutions vers le front de Pareto final correspondant, ou encore la dispersion des solutions performantes au cours de la recherche. Ces valeurs sont directement liées à la qualité de l'optimisation, de même que l'allure et la position du front de Pareto. Ce troisième niveau d'étude est donc utilisé pour analyser les performances de l'algorithme exécuté avec les différents paramètres ajustables.

Une fois les paramètres optimaux identifiés, l'algorithme est exécuté pour les différents niveaux d'avancement dans le cycle. Les résultats des processus d'optimisation sont comparés grâce aux propriétés de l'opérateur de mutation et de la vitesse de convergence des solutions vers les solutions optimales obtenues.

6.2  tude de l'influence de quelques paramètres ajustables

Pour étudier l'influence du nombre de voisins et de la fonction d'agrégation, nous considérons deux valeurs pour chacun des paramètres. Ces valeurs sont données dans le Tab. 6.1. Durant toute l'étude, le nombre de directions de recherche est fixé à $D = 200$ et les simulations sont exécutées sur 3072 processeurs avec une limite de temps de 10 heures. La première configuration présente un nombre de voisins par direction égal à $T = 5$ et la fonction de pondération est de type norme infinie. Cette première configuration est notée $(T = 5, wt)$. Dans la seconde configuration $(T = 200, wt)$, la fonction de pondération reste identique, mais le nombre de voisins est augmenté à $T = 200$, c'est-à-dire que les limitations sur les communications entre directions sont retirées. La troisième configuration $(T = 200, ws)$ correspond à un nombre de voisins toujours égal à $T = 200$, mais une fonction de pondération de type norme 1 (noté ws , voir Fig. 4.2).

6.2.1 Analyse des communications entre directions

Cette analyse correspond au premier niveau d'étude défini dans la Section 6.1. Dans toute la suite, une direction appelée émettrice est une direction suivant laquelle une bonne solution est trouvée et la direction réceptrice est une direction qui accepte cette solution pour remplacer sa meilleure solution connue. Dans ce cas, la solution est dite "envoyée" de la direction émettrice vers la direction réceptrice. La Fig. 6.1 présente pour les trois configurations étudiées, la distribution du nombre moyen de solutions envoyées en fonction de la différence d'indice entre la direction réceptrice et la direction émettrice. Par convention, la direction horizontale est d'indice 0 et la direction verticale d'indice 199.

Le but de ce premier niveau d'étude est de comprendre la relation entre le nombre de voisins et les performances de l'algorithme, pour pouvoir ajuster la valeur du paramètre T . La Fig. 6.1 montre que les distributions sont centrées en 0. Cette plus grande valeur au centre signifie que le nombre de solutions améliorantes localement à la direction est plus important

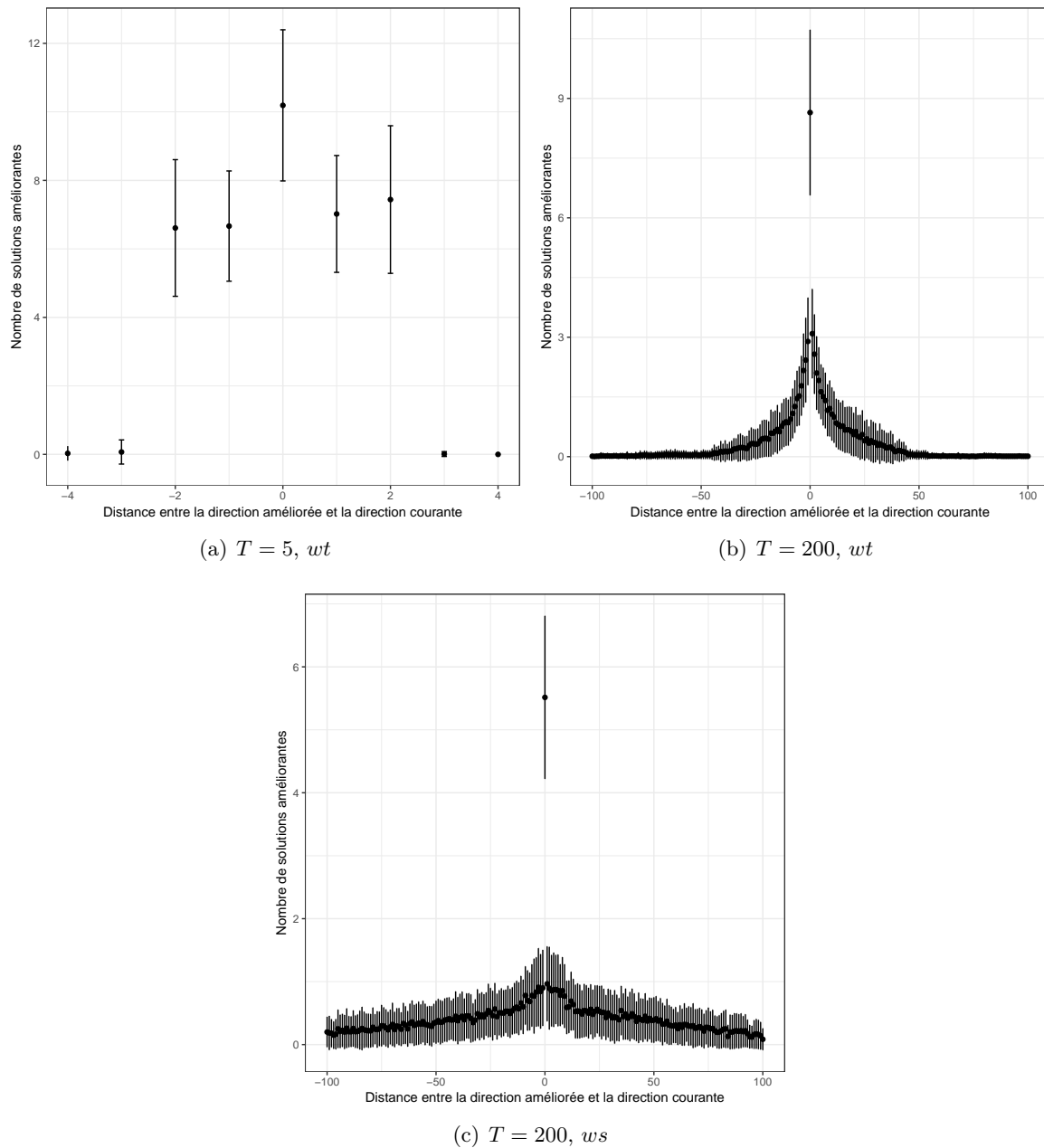


FIGURE 6.1 – Distribution du nombre de solutions améliorantes en fonction de la différence d'indice entre la direction réceptrice et la direction émettrice pour les différentes configurations.

que le nombre de solutions améliorantes globalement pour les solutions voisines. Le nombre moyen de solutions améliorantes locales est de 12 pour la première configuration, 9 pour la seconde et 6 pour la troisième. Le nombre moyen de solutions améliorants les critères des directions à proximité immédiate (± 1) est d'environ 7 pour la première configuration, 3 pour la seconde et 1 pour la troisième. Lorsque la distance entre la direction émettrice et

la direction r eceptrice augmente, le nombre de solutions envoy ees diminue, exceptée pour la premi ere configuration. Les valeurs tr es faibles pour des distances de 3 et 4 pour la premi ere configuration sont dues aux directions extr emes, puisque chaque direction poss ede exactement 5 voisins (y compris elle-m eme) et la direction d'indice 0 communique avec les directions d'indice jusqu'a 4, la direction 1 avec celles d'indice jusqu'a 3, et le principe est le m eme pour les directions d'indice 198 et 199. Ces valeurs moyennes en 4 et -4 d'une part et en -3 et 3 d'autre part sont donc tr es faibles puisque non nulles respectivement pour une ou deux directions uniquement. Le faible nombre d'am eliorations des solutions des directions voisines pour la premi ere configuration indique que le risque de perte de diversit e est faible. Cette observation a conduit  a consid erer $T = D$.

La distribution correspondant  a la seconde configuration montre une d ecroissance rapide du nombre de solutions envoy ees lorsque la distance entre la direction  emettrice et la direction r eceptrice augmente. On note tout de m eme que cette vitesse de d ecroissance est acc el er ee en raison d'un artefact de la mesure,  a savoir qu'il n'y a que $200 - i$ directions qui contribuent aux points d'abscisse i et $-i$ (voir paragraphe ci-dessus). Cette distribution est sym etrique, ce qui indique que la probabilit e d'am elioration est identique dans les deux sens (vers les directions d'indices sup erieurs et inf erieurs). Finalement, le nombre de solutions envoy ees dans cette configuration est nul  a partir d'une distance de 50 environ, et la largeur de la distribution  a mi-hauteur est de 10. Cela signifie que chaque direction peut contribuer  a am eliorer les directions jusqu' a une distance de 50, et donc que les solutions mutantes peuvent se retrouver tr es loin de la direction pour laquelle elles sont produites. N eanmoins, le nombre de solutions envoy ees reste faible (1.5 en moyenne pour une distance de 5), permettant de confirmer que la diversit e des solutions n'est pas perdue.

La derni ere distribution pr esente  egalement une forme sym etrique, mais dont la vitesse de d ecroissance est beaucoup moins rapide. Le nombre de solutions envoy ees passe en effet de 1 en moyenne pour une distance de ± 1  a 0.2 en moyenne pour une distance de ± 100 . Les directions contribuent  a l'am elioration de directions beaucoup plus  eloign ees que dans le cas de la seconde configuration de param etres. Cette diff erence entre les deux derni eres configurations pourrait s'expliquer par la forme des lignes de niveau correspondantes aux fonctions de pond eration : dans le cas wt , ces lignes tendent  a rapprocher les solutions de la direction pour laquelle elles sont optimis ees, alors que dans le cas ws , elles tendent  a rapprocher les solutions vers les axes de l'espace objectif, sans r eelle consid eration des directions suivant lesquelles elles sont optimis ees, favorisant le brassage des solutions entre les directions.

6.2.2 Performance de la recherche suivant chacune des directions

Cette analyse correspond au second niveau d' etude d efini dans la Section 6.1. La Fig. 6.2 montre l' evolution, en fonction de l'indice de la direction, du nombre d' evaluations et de meilleures solutions localement (pour la direction) et globalement (pour les directions voisines) pour les configurations $(T = 5, wt)$, $(T = 200, wt)$ et $(T = 200, ws)$ de gauche  a droite.

Pour les configurations utilisant une fonction de pond eration de type norme infinie (wt), le nombre d' evaluations est d'environ 180 pour les directions dont l'indice est faible, comparée  a 230  evaluations pour les directions d'indices  elev es. Les directions suivant lesquelles le volume d'effluents est optimisée  evaluent donc globalement moins de solutions que celles suivant lesquelles le crit ere *axial offset* est optimisée. Les directions d'indice faible semblent donc  evaluer des solutions qui sont plus longues  a calculer, diminuant le nombre de solutions  evalu ees de 25% par rapport aux directions d'indices  elev es. En revanche, pour la configuration $(T = 200,$

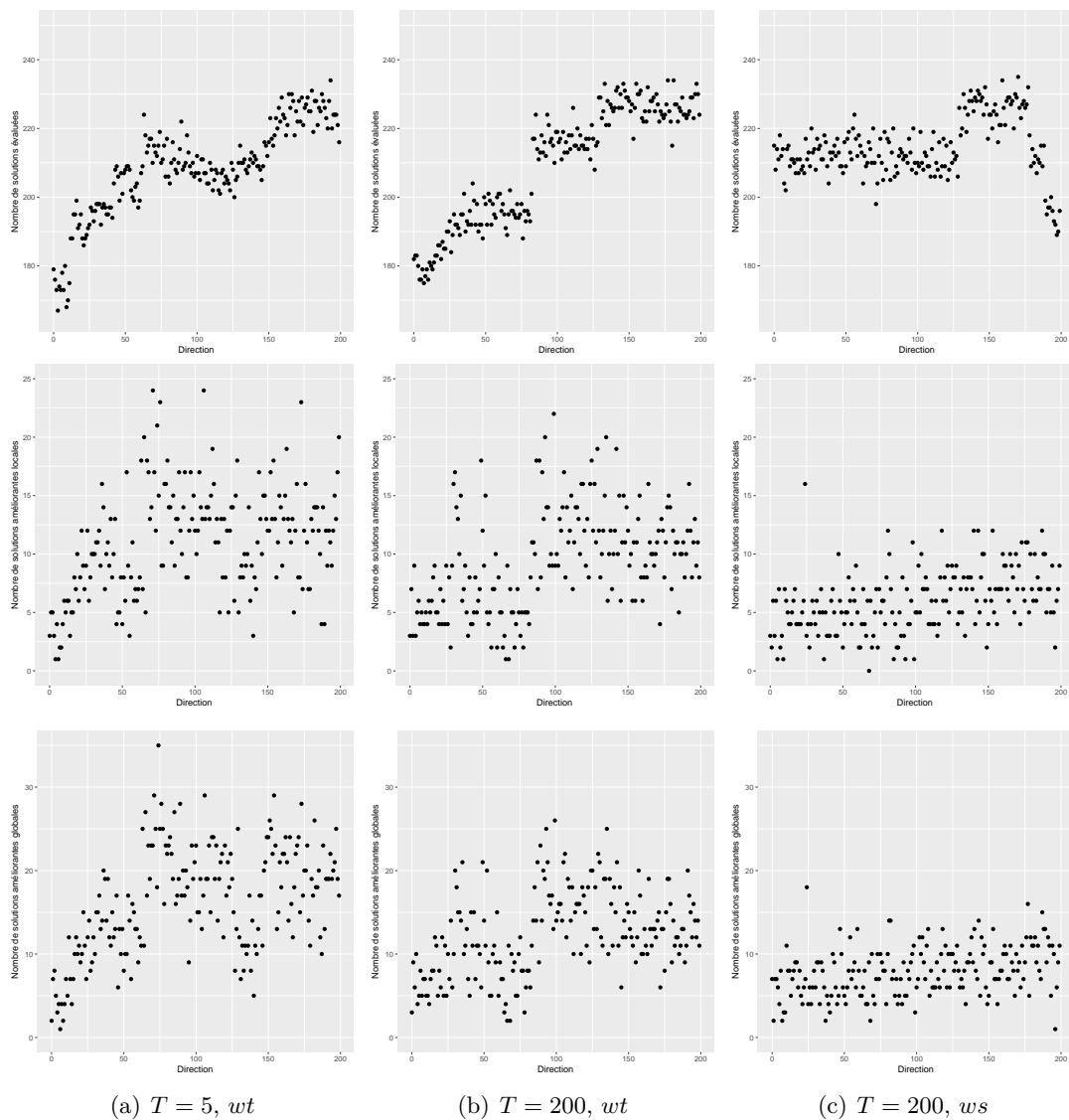


FIGURE 6.2 – Évolution du nombre d'évaluations et du nombre de solutions améliorantes locales et globales, en fonction de l'indice de la direction, pour les configurations $(T = 5, wt)$, $(T = 200, wt)$ et $(T = 200, ws)$.

ws), l'évolution du nombre d'évaluations est différente et présente un profil beaucoup plus plat autour de 210 qui décroît même légèrement pour les indices élevés.

Pour les deux premières configurations, le nombre d'évaluations plus faible pour les directions d'indice faible réduit les chances de trouver des solutions améliorantes (locales et globales). Pour ces configurations $(T = 5, wt)$ et $(T = 200, wt)$ les évolutions des nombres de solutions améliorantes locales et globales augmentent donc lorsque l'indice de la direction augmente, mais présentent des dispersions importantes entre directions proches. Le nombre de solutions améliorantes locales varie par exemple pour la configuration $(T = 5, wt)$ entre 1 pour les directions d'indice faible et 20 pour les directions d'indice élevé avec un maximum

proche de 25 pour les directions d'indice proche de 100, mais ce nombre peut varier d'une dizaine entre deux directions cons cutes. Le constat est le même pour le nombre de solutions améliorantes globales, qui présente une évolution similaire. Cette similitude entre le nombre de solutions améliorantes locales et globales indiquerait un fort lien entre les directions. Les distributions de la Fig. 6.1 montrent cependant que les distances entre les directions émettrices et réceptrices correspondant à un nombre significatif de solutions échangées (plus grand que 1 en moyenne) sont faibles. Ainsi, une solution améliorante locale améliore souvent les valeurs de critère des directions voisines, mais uniquement de celles qui se trouvent dans son voisinage immédiat. La diversité des solutions n'est donc pas remise en question.

Le nombre d'évaluations quasiment constant pour la configuration ($T = 200, ws$) entraîne une faible variation du nombre de solutions améliorantes locales et globales en fonction de l'indice de la direction. Pour cette dernière configuration, la Fig. 6.1 montre que les directions peuvent contribuer à l'amélioration des critères de directions très éloignées, ce qui entraîne un brassage important des solutions et une perte de diversité.

Il est donc attendu que les configurations utilisant un nombre de voisins $T = 200$ soient meilleures, car elles permettent plus de communications entre les directions sans perte de diversité. Cependant, la fonction de pondération de type norme infinie semble meilleure que la fonction de type norme 1, car cette dernière augmente les distances entre les directions qui s'échangent des solutions, et la diversité s'en trouve réduite.

6.2.3 Performances de l'algorithme

Les observations des Sections 6.2.1 et 6.2.2 permettent de comprendre le comportement de l'algorithme et d'étudier l'influence des paramètres sur la dynamique locale de recherche, mais ne permettent pas d'analyser ses performances. L'élément réellement représentatif de la qualité de l'optimisation est l'approximation du front de Pareto obtenue. Il s'agit du troisième niveau d'étude défini dans la Section 6.1. Après l'analyse des différentes approximations du front de Pareto, nous analysons la dynamique de convergence vers les points optimaux obtenus.

6.2.3.1 Approximation du front de Pareto

La Fig. 6.3 donne les approximations des fronts, résultant des optimisations exécutées avec les trois configurations. Ceux-ci sont comparés pour référence à l'approximation du front de Pareto estimée lors des optimisations mono-objectives. Les limites de temps de simulation des optimisations multiobjectives (10 heures) sont compatibles avec le temps de simulation qui permet de produire le front reconstitué grâce aux deux optimisations mono-objectives de 5 heures chacune.

Le front obtenu avec la configuration ($T = 5, wt$) est noté $FP_{5,wt}$, celui obtenu avec la configuration ($T = 200, wt$) est noté $FP_{200,wt}$ et celui obtenu avec la configuration ($T = 200, ws$) est noté $FP_{200,ws}$. Dans tous les cas, on observe que les fronts obtenus en multiobjectif sont meilleurs en termes de dominance Pareto que celui mono-objectif. Ce dernier est en effet dominé par le front $FP_{200,ws}$ et seule une ou deux solutions à *axial offset* important des fronts $FP_{5,wt}$ et $FP_{200,wt}$ sont dominées par des solutions du front mono-objectif. La qualité des approximations obtenues est donc très satisfaisante.

Les fronts résultants des différentes configurations sont visiblement comparables, signifiant que les paramètres identifiés comme modifiant la qualité de la recherche ne sont finalement pas si influents, même s'il est difficile de conclure avec aussi peu de simulations. Plus précisément, les fronts $FP_{5,wt}$, $FP_{200,wt}$, $FP_{200,ws}$ sont constitués respectivement de 20, 35 et 29 solutions et on dénombre respectivement 4, 7 et 15 solutions non dominées pour chacun de ces fronts.

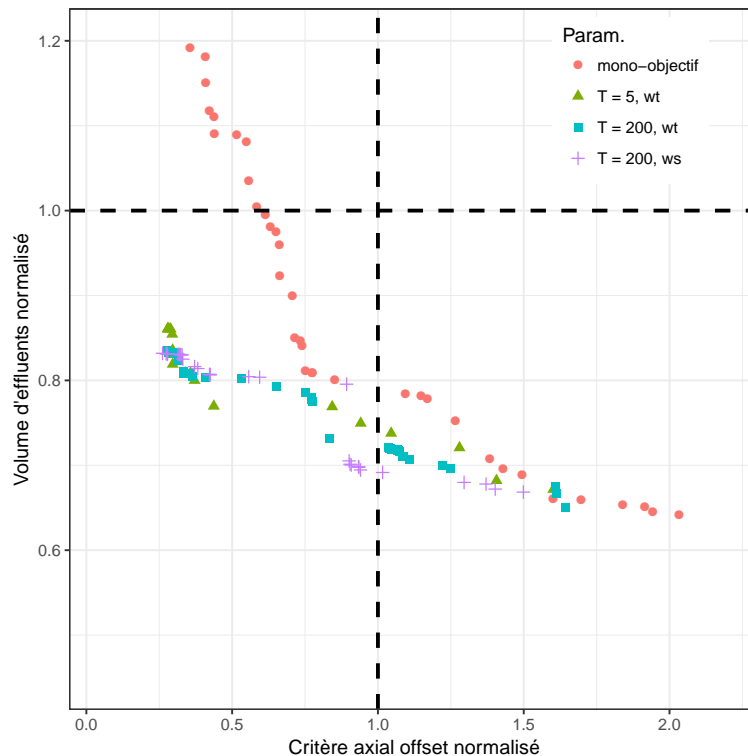


FIGURE 6.3 – Comparaison de l'approximation du front de Pareto reconstruit avec les deux optimisations mono-objectives et ceux obtenus par l'algo AMS-MOEA/D avec les trois configurations différentes.

De plus, on dénombre 10 points du front $FP_{5,wt}$ dominés par des points du front $FP_{200,wt}$ et le même nombre dominés par des points du front $FP_{200,ws}$. 10 points du front $FP_{200,wt}$ sont dominés par des points du front $FP_{5,wt}$ et 14 sont dominés par des points du front $FP_{200,ws}$. 12 points du front $FP_{200,ws}$ sont dominés par des points du front $FP_{5,wt}$ et 11 le sont par des points du front $FP_{200,wt}$. En plus de ces relations de dominations entre les fronts, quelques remarques sur leurs formes s'imposent. Tout d'abord, le front mono-objectif couvre une plage de valeurs pour le critère *axial offset* normalisé allant de 0.35 à 2.1 et pour le volume d'effluents allant de 0.65 à 1.2. Les trois autres fronts couvrent des plages similaires allant de 0.35 à 0.6 pour le critère *axial offset* et de 0.65 à 0.85 pour le volume d'effluents. Le front mono-objectif couvre donc une plage de valeurs plus importante, les valeurs minimales étant comparables, mais les valeurs maximales sont plus importantes.

6.2.3.2 Analyse de la convergence et de la diversité au cours de la recherche

Nous identifions à présent deux critères caractérisant la qualité de la dynamique de recherche. La convergence des solutions vers la meilleure approximation du front de Pareto correspond, à un instant donné, à la distance dans l'espace objectif entre un ensemble de solutions et l'approximation du front de Pareto. Cette distance est définie comme la moyenne des distances euclidiennes (dans l'espace objectif) entre chaque solution de cet ensemble et la solution du front de Pareto la plus proche. En calculant cette moyenne à différents moments

du processus d'optimisation, il est possible de caractériser la dynamique de la progression des solutions vers le front. Le second critère représente la dispersion des solutions de l'échantillon et correspond, à un instant donné, à la moyenne des distances dans l'espace objectif entre chaque solution de l'échantillon et la solution la plus proche.

Les approximations des fronts de Pareto obtenues étant constitués d'environ 40 à 60 solutions, nous choisissons de fixer la taille des échantillons à 60. Le caractère asynchrone de l'algorithme implique qu'il n'existe pas de générations au sens des algorithmes évolutionnaires synchrones et le fait de choisir une taille d'échantillon plus faible que le nombre de processeurs de calculs est légitime. Chaque échantillon pour lequel les critères sont déterminés est ainsi identifié comme une itération. Pour que la dynamique de la recherche soit le mieux représentée, seules les solutions améliorantes (locales et/ou globales) sont prises en compte dans les populations des itérations. Les Fig. 6.4 et 6.5 présentent les évolutions de ces deux critères au cours de l'optimisation pour les trois configurations proposées. Le nombre d'évaluations indiqué en abscisses correspond au numéro d'évaluation de la première solution évaluée de l'itération, et commence donc à 0. Le processus d'initialisation des solutions étant aléatoire, les premières solutions sont rarement améliorantes et il est nécessaire d'attendre la phase de mutation pour compléter la première itération. Le nombre de points dépend en outre de la faculté de l'algorithme à trouver des solutions améliorantes.

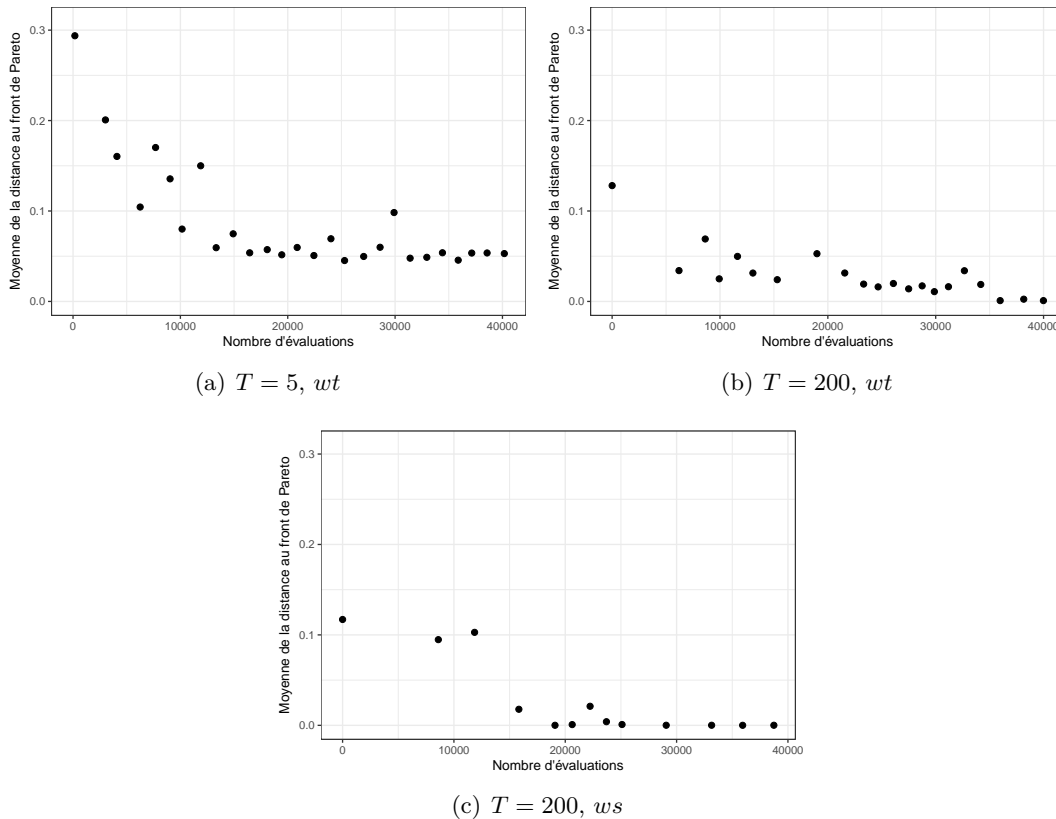


FIGURE 6.4 – Dynamique de la convergence vers les fronts de Pareto pour les trois configurations choisies.

Le critère de convergence décroît, signifiant que les ensembles de solutions des itérations successifs se rapprochent du front final. Cette convergence s'effectue cependant à différentes vitesses pour les trois configurations, en raison du nombre d'itérations différent selon les configurations. Par exemple, lors des 10000 premières évaluations, l'algorithme exécuté avec la configuration $(T = 5, wt)$ effectue 7 itérations, tandis que 4 sont effectuées avec la configuration $(T = 200, wt)$ et 2 avec la configuration $(T = 200, ws)$. Dans le même temps, la valeur du critère de convergence décroît de 0.22 unité avec la configuration $(T = 5, wt)$, alors qu'il décroît de 0.14 et de 0.01 unité avec les configurations $(T = 200, wt)$ et $(T = 200, ws)$ respectivement. En plus de la vitesse de convergence différente, les valeurs initiales et finales sont différentes. La première itération dans le cas de la configuration $(T = 5, wt)$ débute avec une valeur de critère de convergence de 0.3 alors que les autres configurations débutent entre 0.1 et 0.15. Ces différentes valeurs initiales s'expliquent par les différences de communications d'une configuration à l'autre. Lors du tirage aléatoire initial, il est très peu probable qu'une solution soit performante pour la direction suivant laquelle elle doit être évaluée, mais elle peut l'être en revanche pour d'autres directions qui ne sont pas dans le voisinage immédiat de sa direction supposée. Avec beaucoup de communications entre les directions, les correspondances entre les solutions et les directions pour lesquelles elles sont performantes sont rapidement établies, et les solutions sont donc plus proches des solutions optimales de ces directions donc également du front de Pareto. Les dynamiques des deux configurations sans limitations sur les communications montrent ainsi une dynamique lente, puisque partant déjà de solutions proches du front de Pareto.

Il est intéressant de remarquer que pour la configuration $(T = 5, wt)$, la distance entre les meilleures solutions et le front ne s'annule pas. Cela signifie d'une part que certaines des meilleures solutions ne sont jamais sur le front, et d'autre part que ce dernier est constitué en partie de solutions qui n'améliorent pas les solutions dans leur voisinage. Le front final est en effet calculé à posteriori (après le processus d'optimisation) en connaissant toutes les solutions évaluées durant la recherche.

En ce qui concerne la dispersion des solutions dans l'espace objectif, le critère n'évolue quasiment pas pour les configurations $(T = 5, wt)$ et $(T = 200, wt)$. Pour ces configurations, les solutions restent en moyenne toujours à même distance les unes des autres, et il n'y a donc pas de perte de diversité (même avec $T = D$), corroborant les conclusions de la Section 6.2.2. Le comportement de la dispersion pour la configuration $(T = 200, ws)$ est remarquable puisqu'il présente une augmentation importante du critère de dispersion en fin d'optimisation, signifiant que les solutions en fin d'optimisation sont éloignées les unes des autres. Cette observation est à mettre en relation avec la forme de l'approximation du front de Pareto de la Fig. 6.3 qui présente des "trous" qui augmentent en moyenne la distance entre les points.

En conclusion de cette étude qualitative de l'influence des paramètres (une étude quantitative n'est pas envisageable pour des problématiques de ressources), la configuration adoptée est celle pour laquelle les communications ne sont pas limitées entre les directions ($T = D$), avec une fonction d'agrégation de type norme infinie (Tchebychev).

6.3 Performances de l'algorithme exécuté avec les paramètres optimaux

Dans cette section, nous analysons les performances de l'algorithme AMS-MOAE/D dont les paramètres sont ajustés à la Section 6.2. L'algorithme est donc exécuté avec ces paramètres

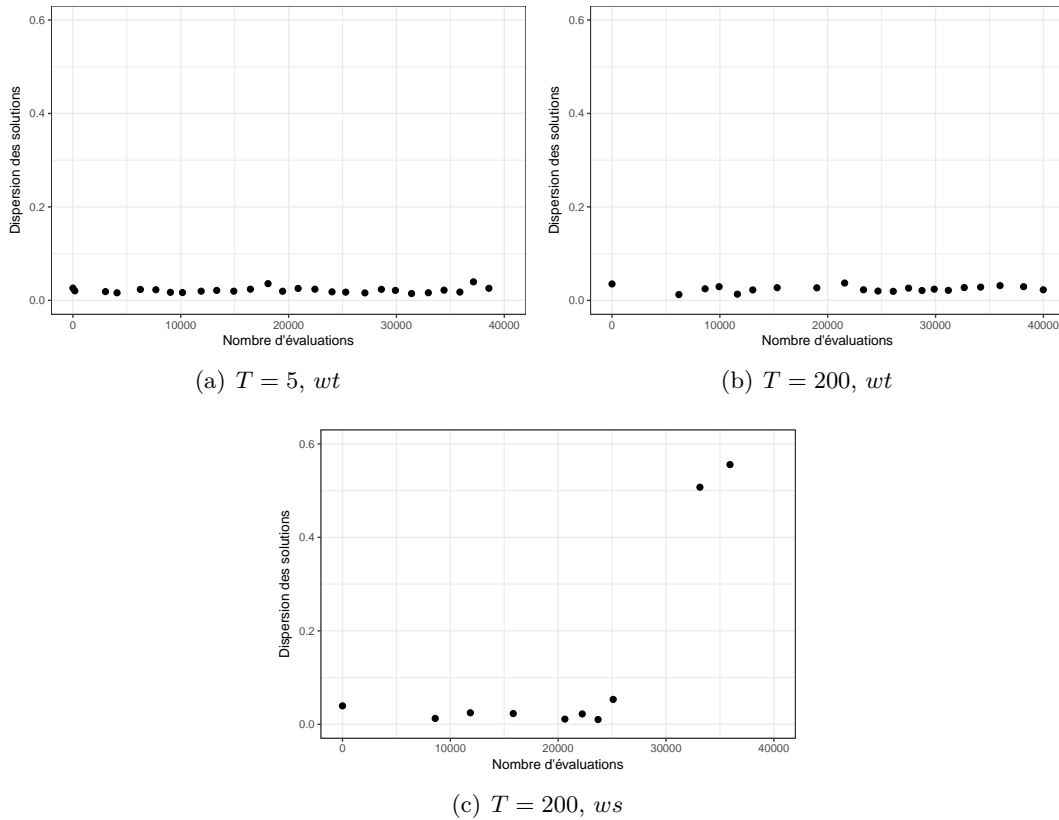


FIGURE 6.5 –  volution du critère caractérisant la dispersion des solutions dans l’espace objectif durant le processus de recherche, pour les trois configurations proposées.

optimaux identifiés, avec une limite de temps de calcul de 24h.

Ainsi, comme pour l’étude des performances de l’algorithme mono-objectif, il est question d’analyser dans un premier temps l’opérateur de mutation, et plus particulièrement les probabilités de neutralité et d’amélioration des solutions courantes, de même que les distances moyennes entre solutions mutantes et solutions mutées nécessaires pour réduire la valeur de la fonction objectif. Ces variables permettent d’expliquer les performances de l’algorithme (voir Chapitre 5) et sont liées à la qualité de la recherche. Nous analysons ensuite la qualité des approximations des fronts de Pareto, directement caractéristiques des performances du processus d’optimisation, ainsi que les propriétés de la convergence vers ces approximations en nous appuyant sur les critères de convergence et de dispersion des solutions définis en Section 6.2.3. Pour toute la suite, quatre processus d’optimisation sont exécutés, correspondant chacun à un avancement dans le cycle particulier. Les c eurs de réacteurs étudiés sont considérés soit en début de cycle (0% de la longueur de cycle), à 20%LDC, à la moitié du cycle (50%LDC) ou finalement à 80%LDC. Pour chaque taux de combustion, cinq simulations sont exécutées en modifiant la population initiale. Les cinq populations initiales sont identiques pour les quatre niveaux d’épuisement.

6.3.1 Analyse de la mutation

La Fig. 6.6 présente l'évolution des probabilités de neutralité et d'amélioration lors des optimisations en début de cycle, données en fonction de la valeur de fitness (pondération de Tchebychev) de la solution mutée (solution mère). La probabilité d'amélioration correspond à la probabilité de trouver une solution strictement améliorante pour l'ensemble des directions, à partir d'une solution mutée donnée. La probabilité de neutre correspond à la probabilité de trouver une solution dont la valeur de critère est égale à celle de la meilleure solution connue pour chacune des directions. Ces probabilités sont calculées pour les solutions mutées à partir desquelles sont issues un nombre suffisant de solutions mutantes (100 solutions mutantes). Les probabilités pour les autres taux de combustion sont similaires et ne sont donc pas tracées. Le taux d'amélioration décroît lorsque la fitness décroît, tandis que le taux de neutralité augmente globalement lorsque la fitness décroît. Ces taux sont des indicateurs des performances de l'algorithme, dans la mesure où plus la probabilité d'amélioration est importante, plus la dynamique est rapide, et plus la recherche est efficace. Ces comportements sont tout à fait intuitifs, puisqu'au fur et à mesure de l'optimisation, les solutions courantes sont de plus en plus performantes, et donc difficiles à améliorer. La probabilité d'amélioration est donc de 1 en début d'optimisation (valeur de fitness très grande) et s'annule en fin de simulation.

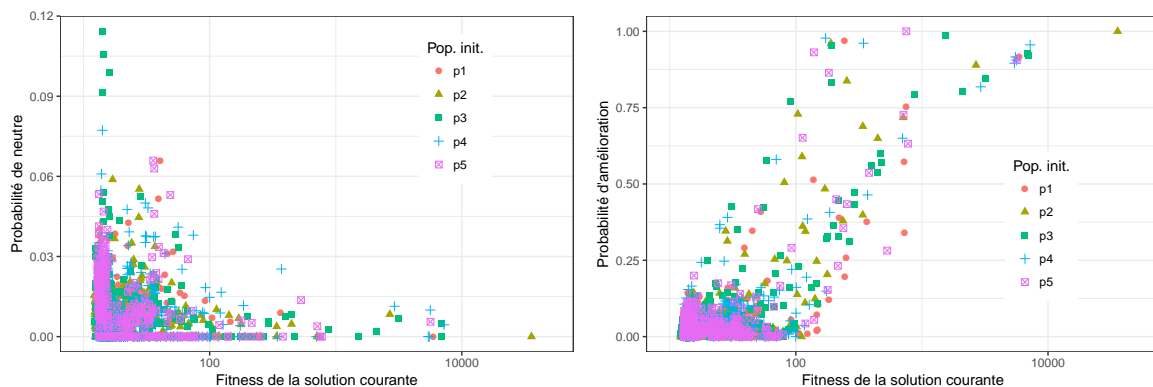


FIGURE 6.6 – Évolution des probabilités de neutralité et d'amélioration en fonction de la valeur de fitness de la solution mutante.

Bien que la tendance soit la même que pour l'optimisation mono-objective (Section 5.2.3), un certain nombre de différences est à noter. Alors que les taux observés lors de l'optimisation mono-objective varient entre 0.2 et 0.5 pour le taux de neutralité et entre 0 et 0.15 pour le taux d'amélioration, ils varient pour l'optimisation bi-objective entre 0 et 0.12 pour le taux de neutralité et entre 0 et 1 pour la probabilité d'amélioration. Cela signifie d'une part que les solutions initiales aléatoires de grande valeur de fitness sont quasiment tout le temps strictement améliorées, mais également que la problématique de la neutralité semble prendre une part moins importante dans les optimisations bi objectives considérées. Ces probabilités expliquent la capacité de l'algorithme AMS-MOEA/D à optimiser les valeurs de critères. Finalement, on note que les cinq optimisations à partir des populations différentes présentent des probabilités d'amélioration et des taux de neutralité similaires, ce qui est très encourageant pour la suite, et suggère la possibilité d'un processus de recherche robuste vis-à-vis de la population initiale.

L'étude des distances moyennes entre solutions mutantes et solutions mutées permet d'apporter des informations concernant la forme de l'espace de recherche. La Fig. 6.7 trace les distributions de distance entre solutions mutantes et solutions mutées lorsqu'une amélioration stricte de la valeur de la fitness pour une des directions est observée. Cette distance est calculée au sens de Hamming, c'est-à-dire qu'elle repr esente le nombre de variables diff erentes entre deux solutions, sans consid eration de distance euclidienne entre les solutions. Les distributions sont tracées pour les quatre taux de combustion consid er es.

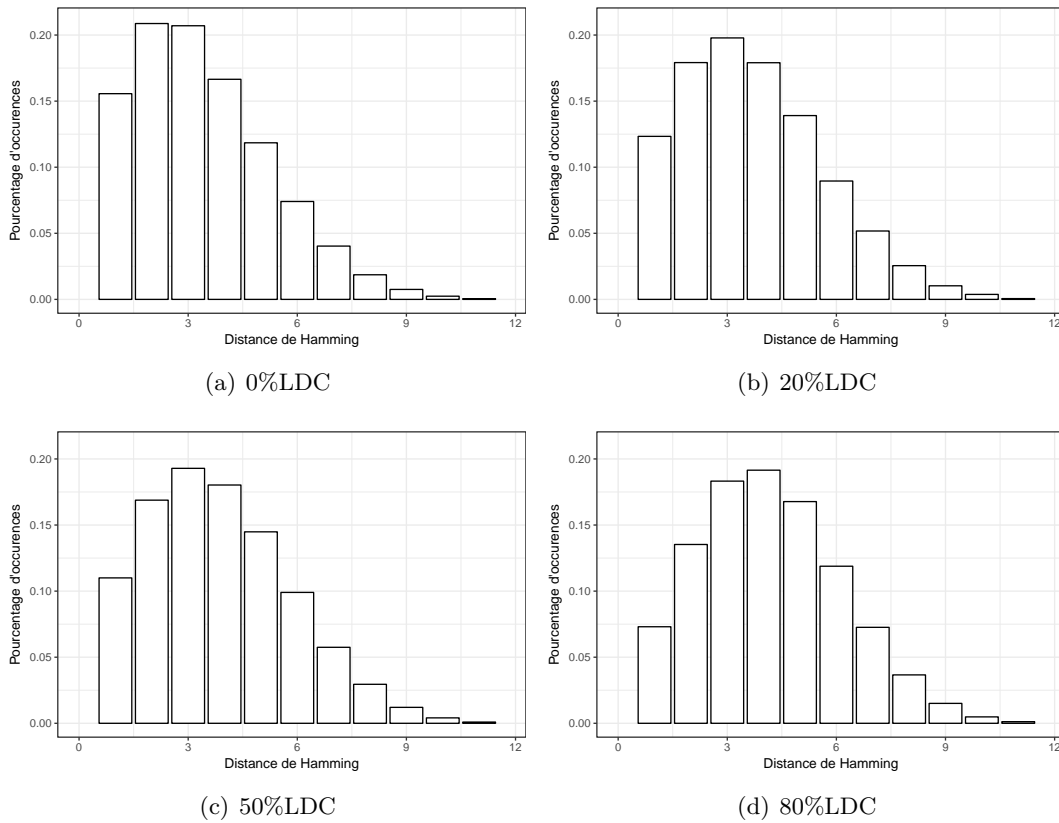


FIGURE 6.7 – Distribution des distances de Hamming entre solution mutée et mutante lorsque la solution mutante améliore strictement la valeur de fitness, pour les optimisations en 0%LDC, 20%LDC, 50%LDC et 80%LDC.

Ces quatre distributions pr esentent quelques occurrences pour les distances tr es importantes (une distance de 11 signifie que toutes les variables de la solution sont modifiées). La position de la modalit e évolue cependant lorsque le taux de combustion change. Elle passe de 2 pour le processus d'optimisation en d ebut de cycle à 3 pour les optimisations   20%LDC et 50%LDC, et finalement 4 pour l'optimisation à 80%LDC. On rappelle que l'esp erance du nombre de variables modifiées à chaque mutation (produit du taux de mutation choisi et du nombre de variables) vaut 0.33. La distance la plus probable lorsqu'une amélioration est enregistrée augmente donc lorsque le taux de combustion augmente, ce qui permet de conclure que le paysage de fitness est modifiée lorsque le taux de combustion est modifiée. L'optimisation en fin de cycle n ecessite un taux de mutation plus grand qu'en d ebut de cycle, sugg erant un

paysage de fitness plus rugueux, et donc une optimisation à priori plus difficile.

6.3.2 Études des approximations du front de Pareto

Cette section analyse la qualité des approximations des fronts de Pareto obtenues par les optimisations exécutées pour les différents taux de combustion. Les quatre fronts correspondants aux optimisations pour les différents taux de combustion sont présentés sur la Fig. 6.8. Ces fronts sont également comparés au front reconstruit à partir des deux optimisations mono-objectives (Fig. 5.11), considéré comme point de repère. Les critères sont normalisés par rapport aux critères correspondant au mode de pilotage actuel, qui dépendent également de l'avancement dans le cycle. Ainsi, le point correspondant à la solution actuelle se trouve au point (1, 1) dans l'espace objectif, quelque soit l'avancement considéré. On note que les fronts tracés correspondent à la réunion des fronts des cinq optimisations issues des différentes populations initiales. La qualité très similaire des fronts pour chacun des taux de combustion apporte une preuve supplémentaire que les processus de recherche sont très peu dépendants de la population initiale, comme cela est mentionné en Section 6.3.1.

Le front bi objectif obtenu à 0%LDC est bien meilleur que celui obtenu par les optimisations mono-objectives. Ce front issu de l'optimisation bi-objective est similaire à celui obtenu en Fig. 6.3 : il présente les mêmes valeurs minimales de critères que le front mono-objectif (0.35 pour le critère *axial offset* et 0.65 pour le volume d'effluents), mais la valeur maximale du volume d'effluents normalisé est réduite de 1.2 à 0.9. Les volumes d'effluents de toutes les solutions du front obtenu en bi objectif à 0%LDC sont ainsi inférieurs à celui de la solution actuelle. Cela laisse entrevoir des solutions performantes au regard du taux de combustion, puisque les réserves faites sur les solutions performantes suivant le critère *axial offset* obtenues en mono-objectif sont liées à leur utilisation importante du bore soluble, qui limite leur manœuvrabilité en fin de cycle (Section 5.5.2). Ces différences de performances peuvent être mises en relation avec le nombre de solutions améliorantes (ou neutre) et la probabilité d'amélioration qui sont beaucoup plus importantes en bi objectif qu'en mono-objectif. Outre les temps d'exécution qui sont différents entre le mono et le bi objectif, la différence principale réside dans les remplacements coopératifs des solutions suivant chaque direction lors de l'exécution de l'algorithme bi-objectif. En plus des différences entre les approximations des fronts issues des optimisation mono et bi objectives, plusieurs différences significatives existent entre les fronts issus des optimisations bi-objectives :

- les solutions obtenues à 80%LDC sont nettement plus performantes vis-à-vis de la référence pour le critère *axial offset* que les solutions obtenues en début de cycle (valeurs de critère *axial offset* entre 0.12 et 0.4 pour l'optimisation à 80%LDC et entre 0.35 et 2 à 0%LDC). Il semble donc que les fronts sont de meilleure qualité lorsque le taux de combustion augmente. Les solutions sur le front à 80%LDC sont très performantes par rapport à la solution actuelle en améliorant par exemple sa valeur de critère *axial offset* de presque 90%. Les gains les plus importants concernant le volume d'effluent sont atteints avec l'optimisation à 50%LDC, qui propose des solutions améliorant la valeur de la solution actuelle de près de 50%. En revanche, il est faux d'affirmer que les solutions obtenues à 80%LDC sont meilleures que celles obtenues en début de cycle, puisque les valeurs de critères de toutes ces solutions sont normalisées avec les valeurs de critères de la référence, qui évoluent avec le taux de combustion. Les valeurs de critères *axial offset* les plus faibles obtenues à 80%LDC sont d'environ 1500 (unité arbitraire) tandis que le critère *axial offset* minimal obtenu en début de cycle est

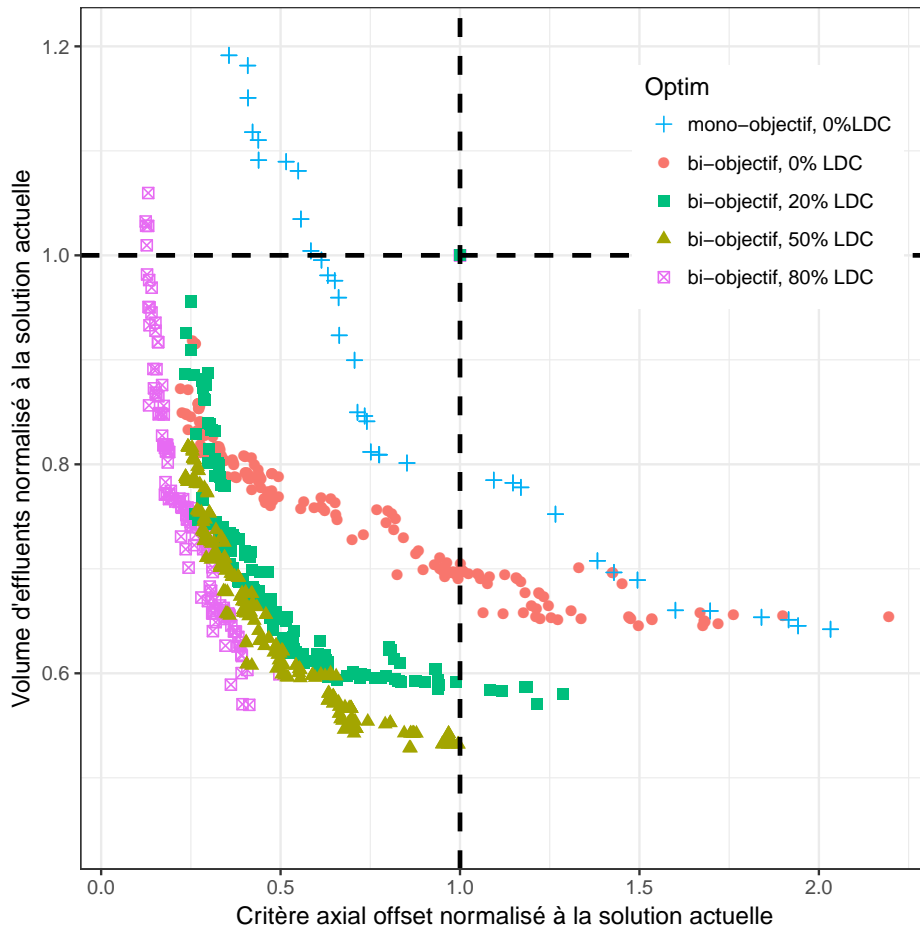


FIGURE 6.8 – Comparaison entre les fronts de Pareto obtenus pour les optimisations bi-objectives aux différents avancements dans le cycle, et le front de l’optimisation mono-objective. Les critères sont normalisés avec ceux de la solution actuelle pour le taux d’avancement correspondant.

d’environ 950.

- Au fur et à mesure de l’augmentation de l’avancement dans le cycle, la plage de variation du critère *axial offset* normalisé diminue comme le montre la Fig. 6.8. La valeur de la différence entre le critère *axial offset* minimal et celui maximal est ainsi de 1.65 en début de cycle, 0.9 à 20%LDC, 0.65 à 50%LDC et 0.28 à 80%LDC.
- la grande majorité des points sur ces fronts dominent la solution actuelle : certains modes de pilotage permettent de réduire les deux critères de 40% par rapport à ceux de la solution actuelle. En conséquence, le nombre de solutions qui peuvent potentiellement être performantes lors de la modification du taux de combustion est grand, ce qui est très encourageant.

6.3.3 Dynamique de la recherche

Les mêmes notions de convergence des solutions vers le front de Pareto et de dispersion des solutions que dans la Section 6.2.3 sont utilisées dans cette section pour caractériser la convergence et la diversité des solutions au cours de la recherche. Ces évolutions sont tracées sur les Fig. 6.9 et 6.10 pour les optimisations correspondantes aux quatre épuisements considérés pour les cinq populations initiales. Ces critères de performance permettent d'analyser d'une part l'influence de l'avancement dans le cycle sur la dynamique de la recherche, mais également d'évaluer la robustesse de l'algorithme en modifiant le point de départ de la recherche.

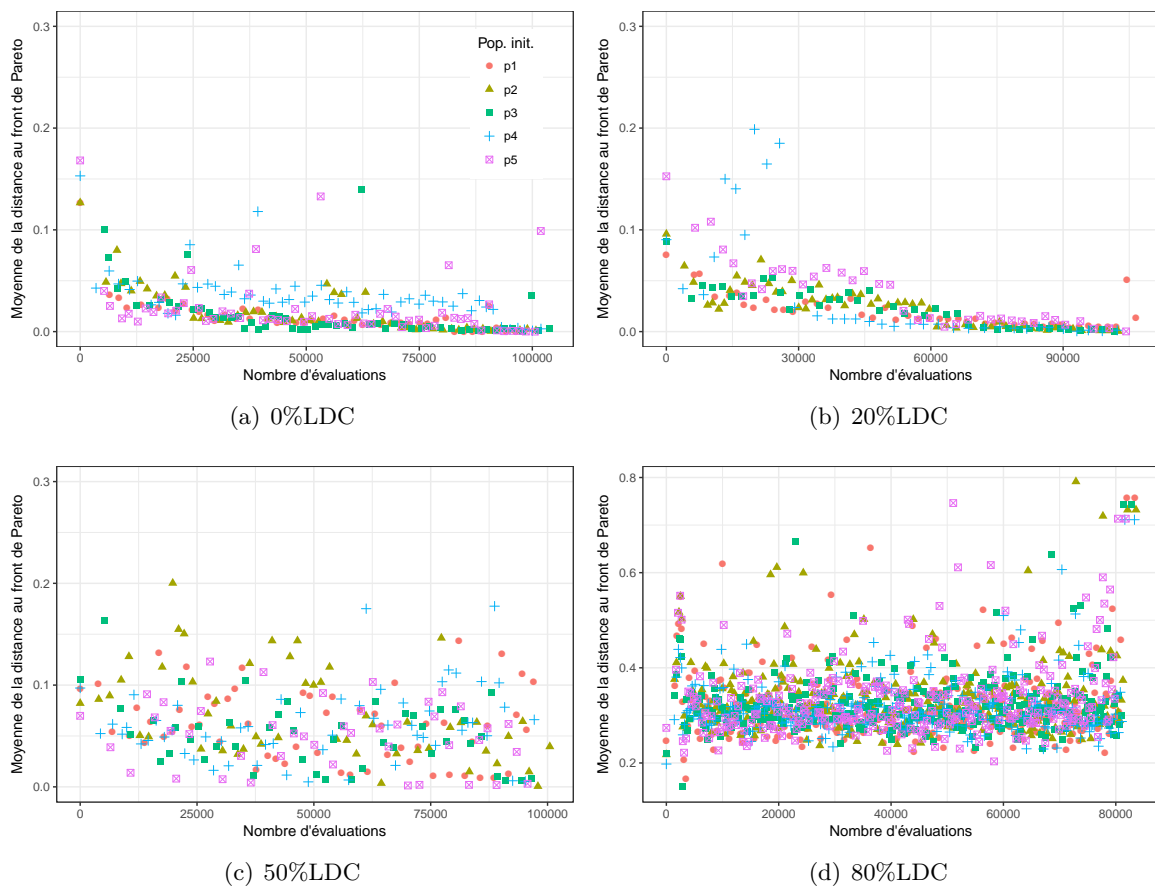


FIGURE 6.9 – Dynamique de la convergence vers les fronts de Pareto pour les optimisations réalisées à 0%LDC, 20%LDC, 50%LDC et 80%LDC. On note que les échelles en ordonnée sont identiques, à l'exception de la figure à 80%LDC.

En termes de robustesse, pour un taux de combustion donné, les variances des distances de convergence et de dispersion sont faibles lorsque la population initiale est modifiée, indiquant que le processus est stable vis-à-vis d'une modification de la population initiale, contrairement à l'optimisation mono-objective (Fig. 5.6). Les communications entre toutes les directions doivent provoquer un brassage important des solutions et éliminer naturellement la dépendance par rapport à la population initiale. Pour renforcer ce résultat et pouvoir

réaliser des études statistiques plus poussées dans le but d'affiner les explications données ici, d'autres simulations sont nécessaires.

Les dynamiques de recherche sont en revanche très différentes d'un taux d'avancement à l'autre. Les optimisations en début de cycle convergent en effet rapidement vers le front (15000 évaluations sont nécessaires à la convergence à 0%LDC), et plus l'avancement dans le cycle augmente, plus la vitesse de convergence diminue. À partir de 50%LDC, la convergence vers le front et même quasiment nulle (la valeur de la distance moyenne à 50%LDC est de 0.08 et elle est de 0.3 à 80%LDC). Il semblerait donc que les optimisations soient de plus en plus difficiles à réaliser lorsque l'avancement augmente. Ce résultat confirme l'analyse de la Fig. 6.7 concernant les distances entre solution mutée et solution mutante lorsque la valeur de fitness est améliorée.

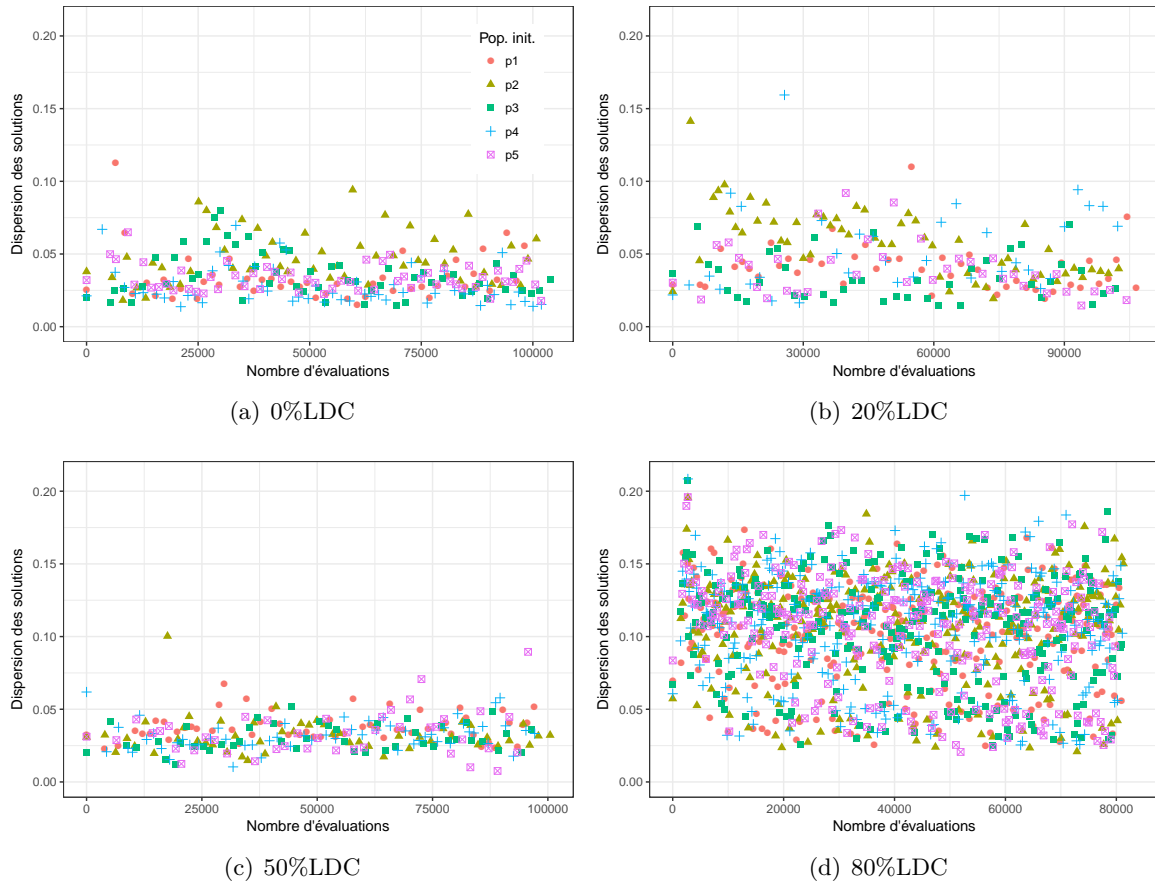


FIGURE 6.10 – Évolution du critère de dispersion des solutions pour les optimisations réalisées à 0%LDC, 20%LDC, 50%LDC et 80%LDC. Noter que toutes les échelles en ordonnée sont identiques.

La Fig. 6.10 montre que tout au long de la recherche, la diversité de l'ensemble des solutions ne varie pas. Si les quatre processus sont similaires dans la mesure où ils ne présentent pas de dynamique particulière pour la dispersion des meilleures solutions, il est quand même à noter que dans le cas des optimisations réalisées à 80%LDC, la valeur du critère est supé-

rieure à celle des autres optimisations. La valeur moyenne de la dispersion vaut 0.035 pour l'optimisation à 0%LDC, 0.045 à 20%LDC, 0.033 à 50%LDC et 0.11 à 80%LDC. L'évolution de ces valeurs signifie qu'en moyenne, les solutions améliorantes sont plus éloignées les unes des autres lorsque le taux de combustion augmente. L'augmentation de la dispersion lors de l'augmentation du taux de combustion est en accord avec la distribution des distances de la Fig. 6.7, qui augmente lorsque l'avancement dans le cycle augmente.

6.4 Étude des modes de pilotage optimisés

La comparaison des solutions qui composent les fronts de la Fig. 6.8 montre qu'il n'existe pas de solutions communes entre eux. Cette section a donc pour but l'identification de modes de pilotage communs à ces fronts, c'est-à-dire performants tout au long du cycle d'irradiation. Dans un premier temps, pour étudier l'influence des différents paramètres de pilotage et ainsi améliorer notre compréhension des modes de pilotage proposés par l'optimisation, les solutions optimales issues de ces fronts sont étudiées lors d'un transitoire de suivi de charge. Nous généralisons ces analyses par l'étude d'ensembles de solutions optimales, satisfaisant certaines conditions sur les critères.

6.4.1 Analyse de modes de pilotage optimaux

Pour chacune des approximations de front de Pareto de la Fig. 6.8, trois solutions sont identifiées. Une est optimisée suivant le critère *axial offset* (notée $bestC_{AO}$), une autre suivant le volume d'effluent (notée $bestV_{eff}$) et une dernière présente un compromis entre ces deux extrêmes (notée $bestComp$). Nous utilisons les mêmes notations, mais les solutions issues des différents fronts ne sont pas identiques. Le comportement de chacune de ces solutions sur un transitoire de suivi de charge est analysé. Le Tab. 6.2 présente les paramètres de pilotage des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ pour les quatre avancements dans le cycle considérés. On rappelle les notations de ces paramètres de pilotages :

- les recouvrements entre les groupes $G1/G2$, $G2/N1$ et $N1/N2$ sont notés respectivement r_1 , r_2 et r_3
- les vitesses de déplacement des groupes $G1$, $G2$, $N1$ et $N2$ sont notées respectivement v_1 , v_2 , v_3 et v_4
- les vitesses maximale et minimale de déplacement du GRT sont notées V et v
- la bande de manœuvre du GRT est notée man et sa bande morte en température mor

Les Fig. 6.11 et 6.12 présentent les diagrammes de pilotage et les évolutions de la concentration en bore soluble de ces trois solutions et de la solution actuelle pour les différents taux de combustion considérés.

Nous comparons tout d'abord les paramètres de pilotage des solutions obtenues en début de cycle par rapport à ceux des solutions obtenues pour le même avancement par l'optimisation mono-objective.

Les deux solutions $bestC_{AO}$ présentent un mode de pilotage similaire, pour lequel les recouvrements entre les GCP sont légèrement supérieurs à ceux de la solution actuelle. Le décalage entre les groupes est donc moins important, introduisant plus de perturbations sur le cœur. Pour compenser ces perturbations supplémentaires, la vitesse v_1 est réduite dans le cas de la solution mono-objectif, mais elle est conservée importante pour la solution obtenue en bi objectif. La Fig. 6.11 montre un comportement bien moins proche de la droite *axial offset* constant lors de la phase de descente en puissance. Le cœur est en revanche très stable sur

		Recouvrements GCP			Vitesses GCP				Vitesses GRT		Bandes GRT	
		r_1	r_2	r_3	v_1	v_2	v_3	v_4	V	v	man	mor
Ref.		70	80	95	60	60	60	60	72	8	27	8
mono-Obj. 0%LDC	$bestC_{AO}$	113	84	215	10	67	26	91	68	11	8	13
	$bestV_{eff}$	1	253	202	42	109	47	47	47	7	93	12
	$bestComp$	113	83	74	85	78	97	60	76	11	12	9
0%LDC	$bestC_{AO}$	106	94	199	65	35	34	107	85	6	16	8
	$bestV_{eff}$	42	253	84	36	92	20	27	96	8	113	8
	$bestComp$	103	185	174	40	25	12	53	89	6	91	10
20%LDC	$bestC_{AO}$	151	114	218	11	78	45	34	83	14	27	8
	$bestV_{eff}$	216	198	49	13	63	11	68	64	4	114	13
	$bestComp$	64	138	242	36	59	109	31	87	4	23	8
50%LDC	$bestC_{AO}$	59	152	77	40	43	22	58	51	14	31	14
	$bestV_{eff}$	199	231	10	11	105	72	50	69	4	111	17
	$bestComp$	77	233	1	34	29	56	78	80	8	71	8
80%LDC	$bestC_{AO}$	134	176	5	52	20	91	59	92	14	45	10
	$bestV_{eff}$	205	252	74	14	54	99	108	69	4	99	9
	$bestComp$	76	233	168	92	24	29	43	103	8	87	8

TABLE 6.2 – Résumé des paramètres de pilotage de la solution de référence (Ref.) ainsi que des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ pour les différents taux d’avancement dans le cycle.

les paliers, et la phase de remontée perturbe très peu l’*axial offset*. La vitesse de déplacement des GCP plus grande leur permet d’atteindre leur position cible durant les phases de baisse et de remontée en puissance, et nécessite donc moins de bore que pour la solution $bestC_{AO}$ obtenue en mono-objectif comme le montre la Fig. 6.8.

Les deux solutions $bestV_{eff}$ obtenues en début de cycle par les optimisations mono-objective et bi-objective présentent de fortes similitudes. Le recouvrement r_2 est maximal de même que man . Pour limiter l’impact des GCP, les valeurs de r_1 et de v_1 sont faibles dans les deux cas, et ces solutions sont donc très similaires en termes de critères comme le montre l’approximation des fronts de la Fig. 6.8.

Nous proposons dans ce qui suit une étude plus approfondie des différences entre les solutions obtenues avec les optimisations bi objectives pour les différents avancements dans le cycle.

Les solutions optimales pour le critère *axial offset* obtenues avec les optimisations bi objectives présentent des recouvrements entre les GCP plus importants que la solution actuelle, mais aucune tendance d’évolution ne se dégage lors de l’augmentation du taux de combustion. De même, les valeurs de vitesses des GCP ne présentent pas d’évolution particulière. En revanche, la bande de manœuvre du GRT augmente lorsque le taux de combustion augmente. Cette augmentation est caractéristique du fait que l’opérateur arrive de moins en moins bien à compenser les variations de la concentration de xénon avec le bore soluble seul. Le recours au GRT est ainsi de plus en plus fréquent, d’où l’augmentation de sa bande de manœuvre. Bien que cela introduise plus de perturbations axiales, augmenter la bande de manœuvre permet de réguler plus finement la température du fluide primaire, et donc de conserver un cœur qui satisfait les contraintes de pilotage.

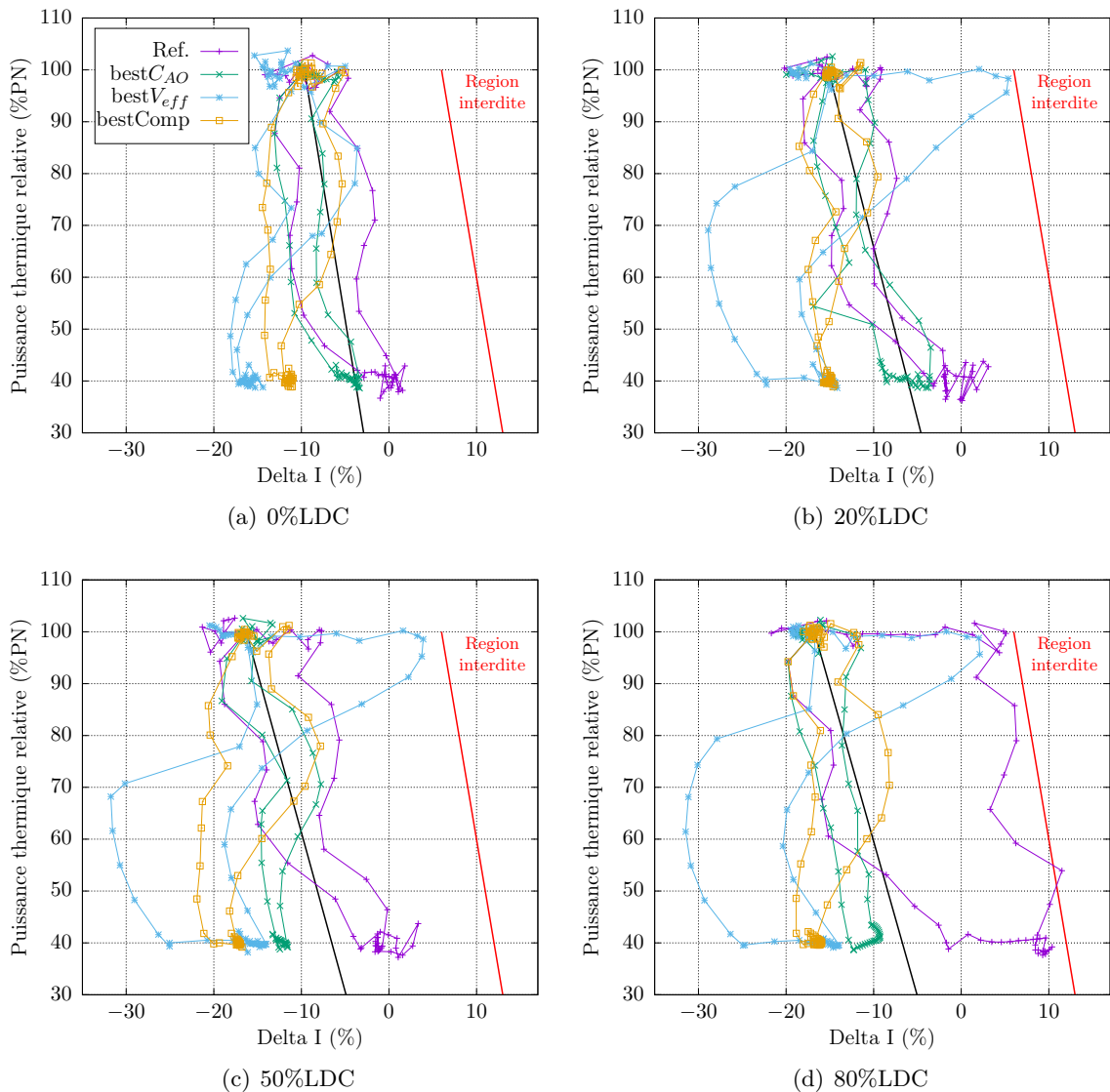


FIGURE 6.11 – Diagrammes de pilotage des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ obtenues en bi-objectif ainsi que de la solution de référence (Ref.) pour différents avancements dans le cycle.

Les solutions optimales pour le volume d'effluent obtenues pour les trois derniers avancements dans le cycle sont très similaires, mais différentes de la solution obtenue à 0%LDC. Les solutions obtenues à 20%LDC, 50%LDC et 80%LDC présentent en effet des recouvrements très importants, maximisant l'utilisation des GCP, mais des vitesses v_1 très faibles qui permettent de limiter les perturbations associées à l'insertion du groupe $G1$. Les diagrammes de pilotage correspondants sur la Fig. 6.11 montrent en effet que le déséquilibre axial de puissance est faible au début de la baisse de puissance, et augmente rapidement lors de l'insertion conjointe des groupes $G2$ et $N1$. La solution obtenue en début de cycle en revanche présente un recouvrement r_1 beaucoup

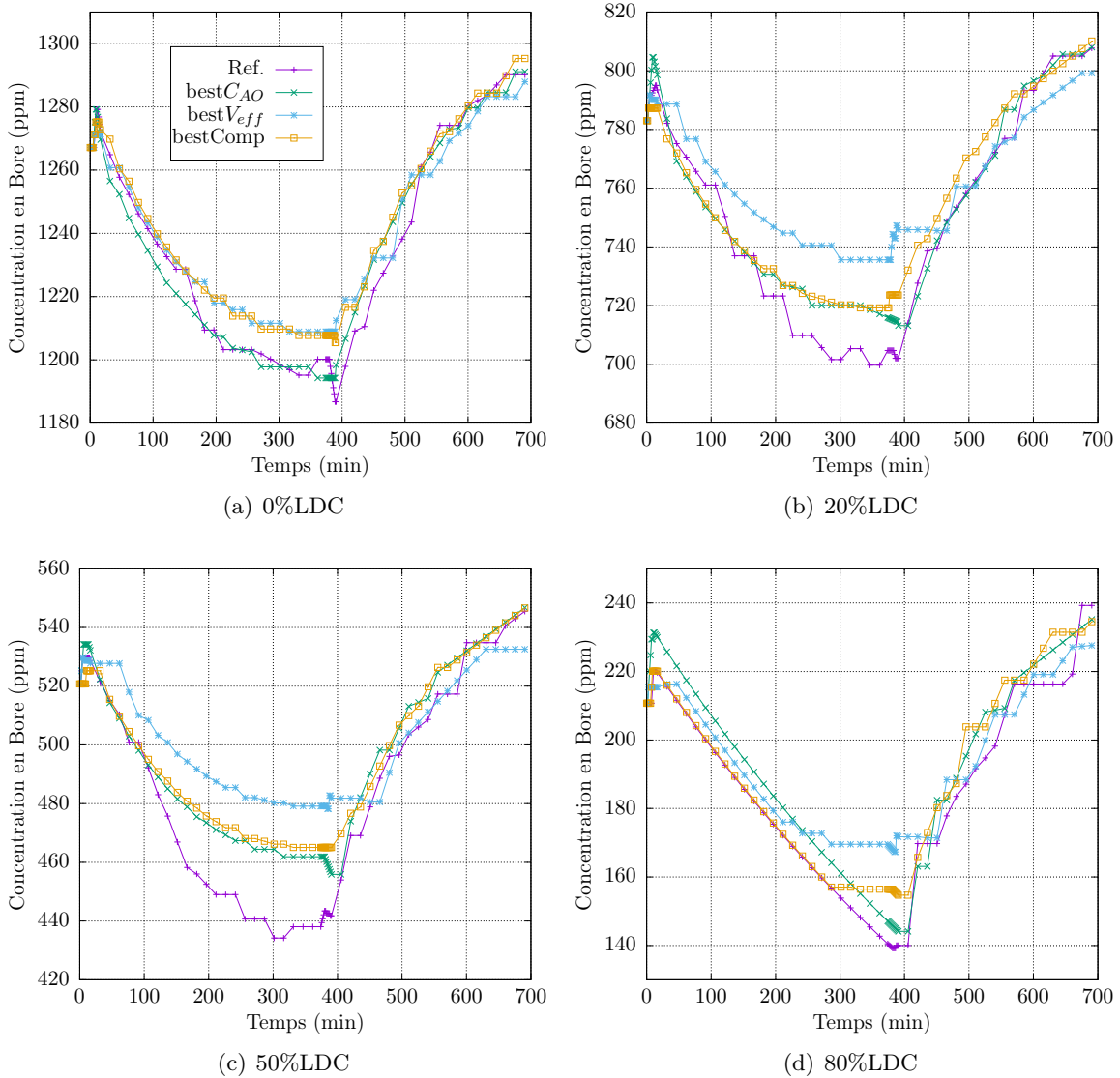


FIGURE 6.12 – Évolution de la concentration en bore soluble dans le cas des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ obtenues en bi-objectif ainsi que de la solution de référence (Ref.) pour différents avancements dans le cycle.

plus faible, associé à une vitesse plus grande. L’effet, visible sur la Fig. 6.11, est une augmentation plus progressive des perturbations, qui restent plus faibles que pour les trois autres solutions. L’utilisation du bore soluble est par conséquent plus importante pour la stratégie de pilotage de début de cycle que pour les trois autres avancements (Fig. 6.12). Il semble que le mode de pilotage $bestV_{eff}$ identifié à 0%LDC trouve un compromis entre les deux critères, réduisant l’utilisation du bore soluble par rapport à la solution actuelle, tout en conservant un fonctionnement satisfaisant dans le diagramme de pilotage. Cette stratégie de pilotage n’apporte cependant que peu d’intérêt dans la mesure où elle est moins performante en termes de critère *axial offset* que la

solution *bestComp* (critère normalisé de 2 pour *bestV_{eff}* contre 0.75 pour *bestComp*), et très similaire en termes de volume d'effluents (volume d'effluent normalisé d'environ 0.65). La forme du front de Pareto obtenu en début de cycle (Fig. 6.8) pour les valeurs importantes de critère *axial offset* indique en effet qu'une faible réduction du volume d'effluents (diminution de 0.7 à 0.65) n'est possible qu'au prix d'une augmentation importante du critère *axial offset* (augmentation de 1 à 2).

Les solutions compromis optimales présentent finalement des diagrammes de pilotage (Fig. 6.11) et des volumes d'effluents (Fig. 6.12 intermédiaires, en adoptant la plupart du temps des stratégies de pilotage caractérisées par des valeurs de paramètres comprises entre les celles des stratégies *bestC_{AO}* et *bestV_{eff}* (voir Tab. 6.2).

La Fig. 6.12 illustre l'évolution du comportement du bore soluble lors de l'avancement dans le cycle. Ces évolutions sont caractérisées par les éléments suivants :

- les valeurs au temps initial diminuent au fur et à mesure que le taux de combustion augmente puisque le bore soluble est également un poison consommable.
- la valeur initiale modifie les vitesses de dilution et de borication. À taux de combustion faible, une dilution engagée par l'opérateur entraîne une réduction rapide de la concentration en bore, de telle sorte que l'opérateur doit arrêter la dilution à certains moments du palier bas pour ne pas introduire trop de réactivité, ce qui se caractérise par des paliers. À 80% de la longueur de cycle en revanche, l'opérateur est contraint de conserver un débit de dilution maximal tout au long du palier bas. La variation de la concentration est donc dans ce cas une exponentielle décroissante de temps caractéristique long, dont la décroissance est quasiment linéaire sur l'échelle de temps considérée.
- la diminution de la vitesse de dilution remet en cause la capacité de pilotage à taux de combustion élevé.
- la bande de manœuvre très haute du GRT permet à l'opérateur d'arrêter la dilution plus tôt dans le cas des solutions *bestComp* et *bestV_{eff}*. En effet, le retrait progressif de ce groupe au cours de la baisse de puissance réduit les perturbations axiales ainsi que l'effet de redistribution de puissance. La réactivité est donc plus importante et le fluide primaire est plus chaud. La dilution étant engagée pour compenser la baisse de température du fluide primaire et la maintenir dans sa bande morte, la différence de température générée par le mouvement du GRT permet l'arrêt de la dilution avant le retour en puissance.

L'analyse de ces quelques solutions optimales permet de montrer que les solutions *bestC_{AO}* obtenues pour les différents avancements dans le cycle sont proches les unes des autres, mais limitées dans leur capacité de suivi de charge pour les taux de combustion élevés par leur faible bande de manœuvre. Au contraire, deux stratégies de pilotages distinctes sont identifiées pour les solutions *bestV_{eff}*, qui sont donc très différentes selon le taux de combustion pour lequel elles sont optimisées. La section suivante généralise cette étude, dans le but d'identifier d'éventuelles stratégies de pilotages communes aux fronts de la Fig. 6.8 et donc performantes tout au long du cycle d'irradiation.

6.4.2 Étude des paramètres de pilotage associés aux solutions performantes

Pour généraliser les conclusions faites sur les solutions optimales, et identifier des modes de pilotage performants tout au long du cycle (on sait qu'il n'existe pas de solutions communes

aux quatre fronts de la Fig. 6.8), nous choisissons de présenter les distributions des paramètres de pilotage des meilleures solutions obtenues pour chaque taux de combustion. Ces solutions sont choisies en fixant des limites sur chacun des deux critères de telle sorte que pour chaque processus d'optimisation, environ un millier de solutions sont retenues. Ces valeurs de critères sont données dans le Tab. 6.3.

	Critère <i>axial offset</i>	Volume d'effluents
0%LDC	0.23	0.66
20%LDC	0.26	0.58
50%LDC	0.24	0.53
80%LDC	0.18	0.64

TABLE 6.3 – Valeurs limites de chacun des critères retenues pour le choix des solutions performantes, aux différents avancements dans le cycle considérés.

Pour visualiser ces distributions, nous utilisons des graphiques de type boite a moustache, dont la description et le principe sont donnés à la Fig. 5.14. Les Fig. 6.13 et 6.14 présentent, pour les quatre taux de combustion, les distributions de paramètres de pilotage des meilleures solutions vis-à-vis des critères *axial offset* et volume d'effluents respectivement.

Un premier constat concerne la distinction entre les variables importantes et celles qui le sont moins. La variance des variables r_3 (recouvrement $N1-N2$), v_3 (vitesse du groupe $N1$), v_4 (vitesse du groupe $N2$) et V (vitesse maximale du GRT) sont larges (la différence entre le premier et le troisième quartile est d'environ 0.5), indiquant que la qualité des solutions est indépendante de la valeur de ces variables. Lorsque les variances des distributions correspondantes à ces variables diminuent, comme c'est le cas de la variable V pour les solutions optimisées suivant le critère *axial offset*   0%LDC et 50%LDC ou des variables r_3 et V pour les solutions optimisées suivant le volume d'effluents à 20%LDC et 50%LDC, les valeurs médianes sont très proches des valeurs de la solution actuelle. Les discussions qui suivent portent sur les variables les plus influentes, qui présentent des distributions de variance faible ou dont les valeurs médianes sont très différentes de celle de la solution de référence (r_1 , r_2 , v_1 , v_2 , v , man).

Nous analysons dans un premier temps les différences entre les deux figures. De façon générale, les variances de ces variables importantes sont similaires pour les solutions optimisées suivant le critère *axial offset* et suivant le volume d'effluents. Néanmoins, dans le cas des optimisations   20%LDC, 50%LDC et 80%LDC, ces variances diminuent dans le cas de l'optimisation du volume d'effluent, traduisant une moins grande diversité de solutions. Autrement dit, dans la mesure où les solutions doivent répondre à des modes de pilotage et donc à des valeurs de paramètres de pilotage très précises, le nombre de voies possibles de réduction du volume d'effluent, à taux de combustion donné, semble plus réduit que pour le critère *axial offset*. La Fig. 6.14 montre cependant que les distributions de quelques variables importantes comme r_1 , v_1 ou v_2 sont très différentes lorsque le taux de combustion est modifié. Ces différences se caractérisent non seulement par la variance des distributions (presque nulle pour r_1   20%LDC et 50%LDC alors qu'elle est d'environ 0.1 pour les autres taux de combustion, inférieure à 0.1 pour v_1 et v_2 à 20%LDC et 50%LDC alors qu'elle est supérieure à 0.5 pour les autres taux de combustion), mais également et surtout par les valeurs médianes (presque minimale pour r_1 en début de cycle par exemple et supérieure à 0.75 pour les trois autres

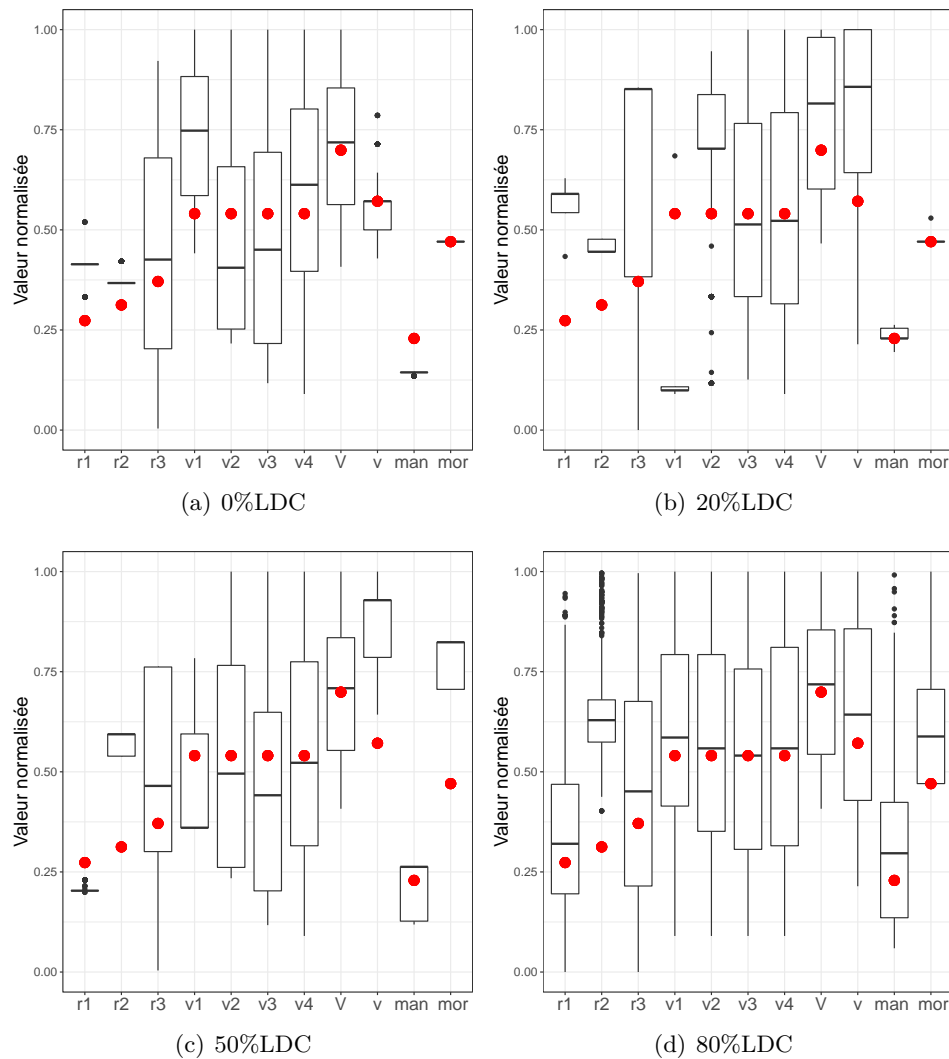


FIGURE 6.13 – Distribution des paramètres de pilotage des meilleures solutions obtenues en bi-objectif suivant le critère *axial offset*. Les paramètres de pilotage de la référence sont en rouge.

taux de combustion). La combinaison de variances faibles et de valeurs médianes différentes ne permet pas l'identification de modes de pilotage générique qui puissent convenir durant tout le cycle d'irradiation. Il ne semble pas impossible en revanche de trouver un ou plusieurs modes de pilotage performants au regard du critère *axial offset*, dans la mesure où les distributions sont larges dans la majorité des cas, où alors que les valeurs médianes sont proches. Quelques remarques plus spécifiques sur les modes de pilotage performants s'imposent sur chacune des deux figures.

Concernant l'optimisation du critère *axial offset*, la Fig. 6.13 montre que les distributions de paramètres de pilotage des solutions dont le critère *axial offset* est faible sont compatibles avec les paramètres de pilotage similaires à ceux des solutions $bestC_{AO}$ analysées

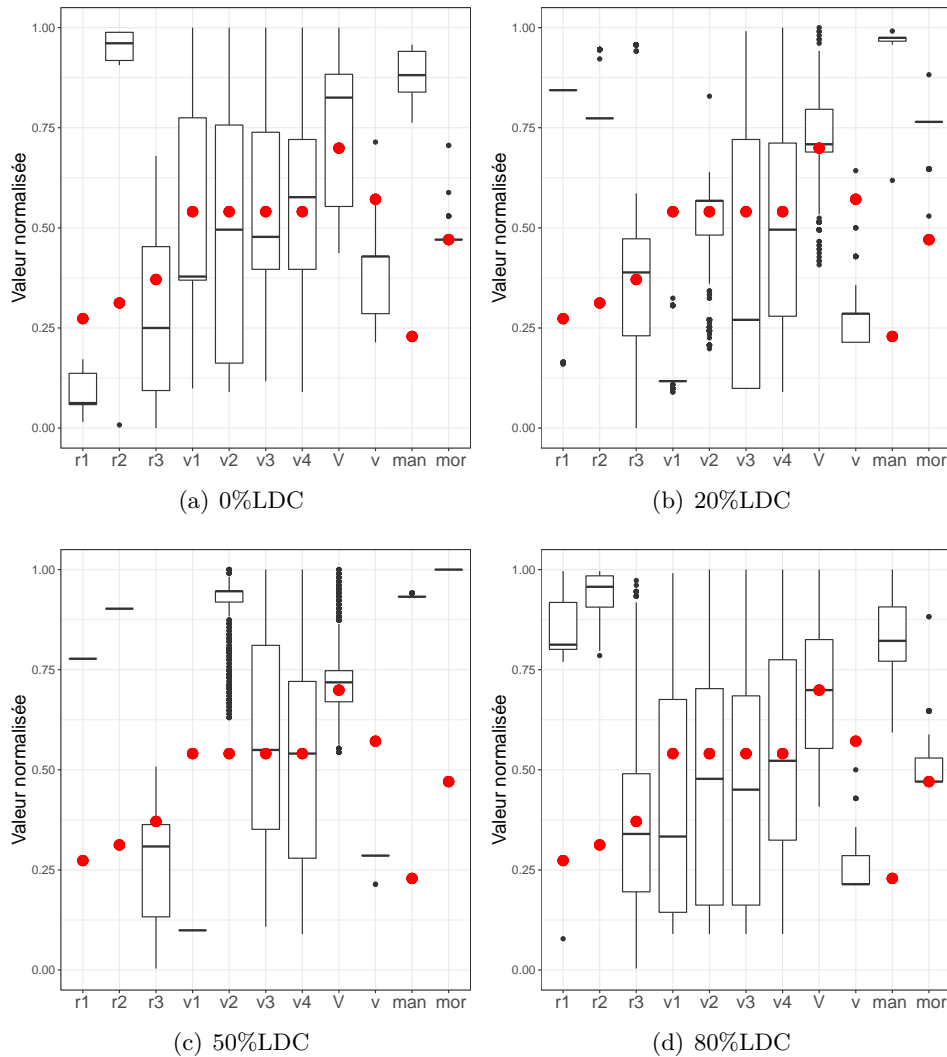


FIGURE 6.14 – Distribution des paramètres de pilotage des meilleures solutions obtenues en bi-objectif suivant le volume d’effluents. Les paramètres de pilotage de la référence sont en rouge.

en Section 6.4.1 et donc également similaires à celles obtenues avec l’optimisation mono-objective à 0%LDC. Les stratégies de pilotage correspondantes sont caractérisées par des recouvrements entre les GCP légèrement plus importants que ceux de la solution actuelle, ainsi qu’une bande de manœuvre réduite et correspondent à ce que nous identifions comme des stratégies de pilotage réduisant l’utilisation des barres. Les variances de certains paramètres de pilotage comme les recouvrements ou la bande de manœuvre sont faibles mais les distributions des vitesses de GCP semblent indiquer que ces dernières sont peu influentes. On peut tout de même noter que la vitesse du groupe $G1$ est plus importante que dans le cas de la solution $best_{CAO}$ obtenue en mono-objectif, puisque le multiobjectif impose de prendre en compte le critère volume d’effluent. Les solutions dont les paramètres de pilotage sont

étudiés ici intègrent donc cette exigence, ce qui explique en partie les différences entre les approximations de front de Pareto obtenues en mono-objectif et en bi-objectif à 0%LDC (Fig. 6.8) pour les faibles valeurs de critère *axial offset*. Les observations faites autour des solutions *bestC_{AO}* de la Section 6.4.1 semblent donc se généraliser, et un mode de pilotage utilisant peu de barres se dessine pour l'ensemble du cycle d'exploitation, bien qu'il reste peu précis pour les hautes valeurs de taux de combustion.

Concernant l'optimisation du volume d'effluents, les modes de pilotages correspondants aux solutions performantes vis-à-vis du volume d'effluent semblent bien plus précis que ceux identifiés pour les solutions optimisées suivant le critère *axial offset*. Ces modes de pilotage cependant sont différents lors de l'avancement dans le cycle. Un grand nombre de distributions de la Fig. 6.14 (les distributions des variables r_1 , r_2 , v et man pour tous les taux de combustion et des variables v_1 et v_2 à 20%LDC et 50%LDC) sont en effet très étroites autour de leur valeur médiane, signifiant peu de valeurs admissibles pour les variables correspondantes. Plus précisément, de la même façon que pour les solutions *bestV_{eff}* identifiées en Section 6.4.1, les stratégies de pilotage qui produisent peu d'effluents présentent généralement une utilisation des barres accrue, induite par l'augmentation des recouvrements entre les GCP et de la hauteur de la bande de manœuvre du GRT. Concernant les vitesses d'insertion des GCP, il n'y a pas de tendance claire. La distribution de la variable v_1 par exemple est très large et proche de la solution actuelle pour les optimisations à 0%LDC et 80%LDC, alors qu'elle est très étroite et presque à son minimum pour les optimisations à 20%LDC et 50%LDC. La distribution de la vitesse du groupe G2 est également large et proche de la solution actuelle pour les optimisations à 0%LDC et 80%LDC mais présente une variance faible pour les deux autres, proche de la solution actuelle pour l'optimisation à 20%LDC et très élevée pour l'optimisation à 50%LDC. Finalement, si la distribution de la vitesse maximale du GRT est large et proche de la valeur de référence, celle de la vitesse minimale est bien plus étroite, et généralement très en dessous de celle de la valeur de la solution actuelle. Cela doit permettre, dans un contexte de compensation de l'effet du xénon par ce groupe, de mieux réguler la température, car son positionnement est alors plus précis.

6.5 Identification de solutions performantes tout au long du cycle d'irradiation

La Section 6.4.2 montre que les solutions optimisées suivant le critère *axial offset* présentent une utilisation moins importante des barres de contrôle que la référence, mais nécessitent une utilisation plus prononcée du bore soluble. Les solutions *bestV_{eff}* au contraire utilisent peu de bore soluble grâce à l'augmentation de l'utilisation des barres de contrôle (augmentation des recouvrements et de la bande de manœuvre). Les études des solutions *bestComp* en mono-objectif comme en bi objectif montrent néanmoins que des compromis sont possibles. L'étude des fronts de Pareto de la Fig. 6.8 montre cependant qu'il n'existe pas de solutions communes à ces fronts. Cette analyse est confirmée par les distributions des paramètres de pilotage des meilleures solutions suivant chaque critère pour les différents taux de combustion.

Il n'est cependant pas exclu que certaines solutions obtenues pour une optimisation avec un taux de combustion donné restent performantes lorsqu'elles sont relancées sur un transitoire de suivi de charge à partir d'un avancement dans le cycle différent. Dans le but de trouver des solutions qui soient performantes à tout moment du cycle d'exploitation, une

compréhension des phénomènes physiques qui sous-tendent les évolutions des solutions lors de l'avancement dans le cycle est nécessaire. Dans un premier temps, une analyse des quelques solutions ($bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$) déjà identifiées sur les différents fronts est donc menée pour les différents taux de combustion, avant de généraliser les observations par l'étude de l'influence de l'avancement dans le cycle directement sur les fronts obtenus. Le but est de trouver des solutions qui soient performantes tout au long du cycle, bien qu'elles ne soient pas nécessairement présentes dans plusieurs fronts à la fois.

6.5.1  volution au cours du cycle des solutions obtenues en début de cycle

La Fig. 6.15 présente l'évolution des diagrammes de pilotage des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ obtenues en début de cycle, en les relançant pour des transitoires de suivi de charge pour différents taux de combustion.

Toutes ces courbes présentent un élargissement caractéristique lorsque le taux de combustion augmente, qui est également présent sur les diagrammes de pilotage des solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$ obtenues lors de l'optimisation mono-objective (Fig. 5.17). En plus de la dérive de l'*axial offset* vers les valeurs positives durant le palier bas, celui-ci présente également des valeurs de plus en plus négatives pour l'état d'équilibre avant le transitoire. On note que le diagramme de pilotage de la solution $bestV_{eff}$ évolue tout autant que les autres, alors que la Section 5.5.2.2 montre que les solutions qui utilisent moins de bore présentent une sensibilité plus faible à l'augmentation du taux de combustion. La solution $bestV_{eff}$ obtenue en bi objectif en début de cycle trouve un compromis entre les deux critères et présente donc une réduction de l'utilisation des barres qui se manifeste par une augmentation du besoin en bore lors du transitoire de suivi de charge, donc une plus grande sensibilité au taux de combustion. Comme elle fait tout de même intervenir plus de barres que les solutions $bestC_{AO}$ et $bestComp$, les effets à compenser par le bore sur le palier bas sont même plus importants. Malgré la bande de manœuvre du GRT très haute, l'opérateur ne parvient pas à compenser les perturbations axiales, conduisant à des variations de température et d'*axial offset* importantes, d'où la dérive observée.

Finalement, les comportements de ces trois solutions apparaissent très perturbés lorsque l'avancement dans le cycle est modifié. Ces solutions se rapprochent de la solution de référence (proximité vis-à-vis de la zone de fonctionnement interdite et comportement lors des phases de palier). Bien qu'elles soient légèrement meilleures que la solution de référence, elles ne figurent pas dans les fronts obtenus pour les taux de combustion plus élevés, car leurs performances pour d'autres taux de combustion ne sont pas optimales.

6.5.2  volution au cours du cycle des solutions obtenues à 80%LDC

La Fig. 6.16 présente l'évolution des diagrammes de pilotage des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ obtenues à 80%LDC, en les relançant pour des transitoires de suivi de charge avec les autres taux de combustion. Les solutions sont beaucoup moins perturbées que dans le cas de l'analyse des solutions optimisées en début de cycle (Section 6.5.1), car optimisées dans des conditions où l'utilisation du bore soluble doit être faible. Des compromis entre les recouvrements de GCP, les vitesses d'insertion et la hauteur de la bande de manœuvre sont trouvés, pour aboutir à des solutions performantes selon les deux critères à 80%LDC et qui semblent stables vis-à-vis du critère *axial offset* lorsque le taux de combustion évolue. Le Tab. 6.2 montre que la solution $bestC_{AO}$ obtenue à 80%LDC présente des recou-

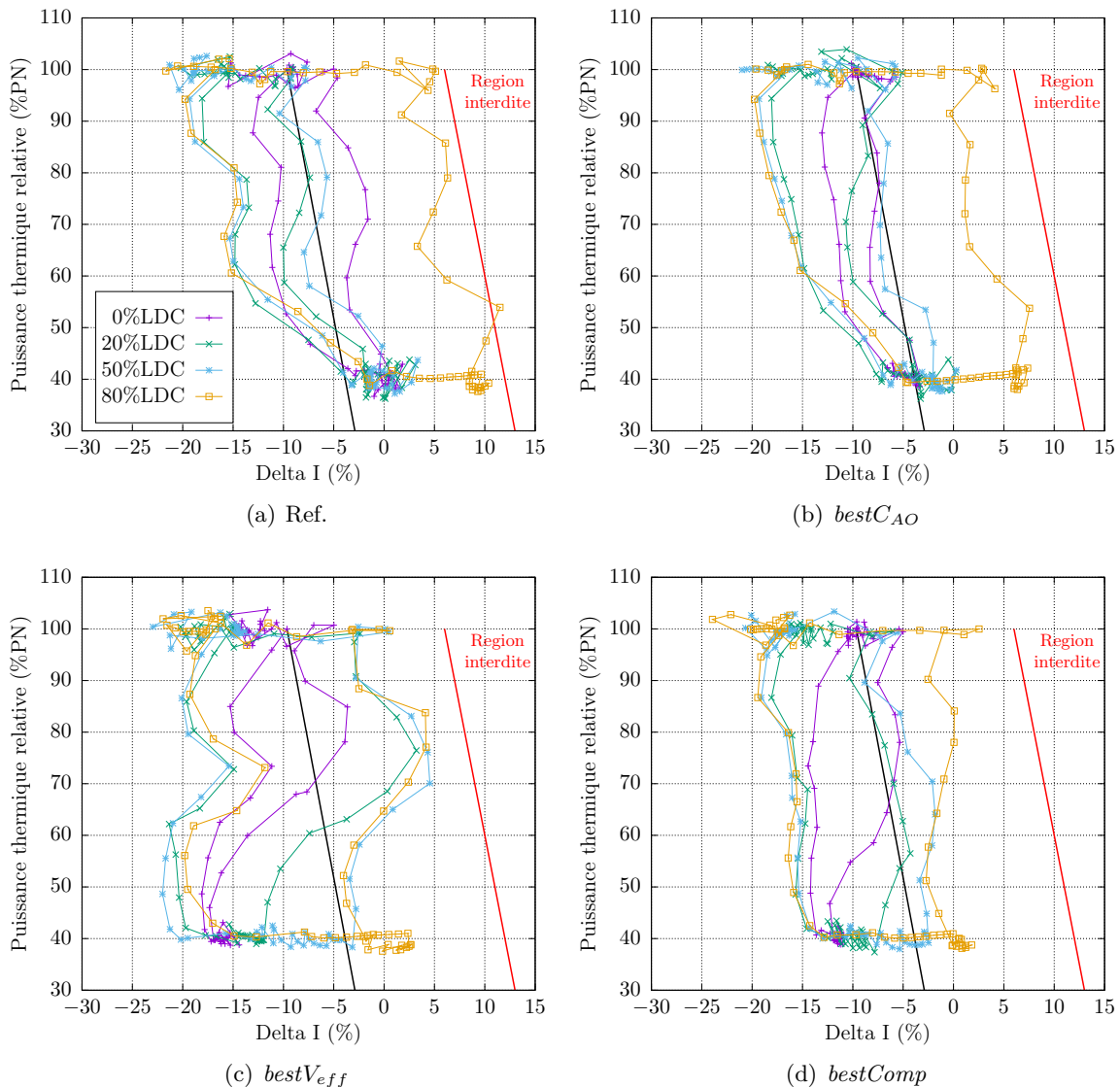


FIGURE 6.15 – Diagrammes de pilotage de la solution de référence et des solutions $best_{CAO}$, $best_{V_{eff}}$ et $best_{Comp}$ obtenues en bi-objectif en début de cycle, en les relançant sur des transitoires de suivi de charge pour différents avancements dans le cycle.

virements de GCP importants, une vitesse du groupe $G1$ (52 pas par minute) légèrement plus faible que pour la solution actuelle (60 pas par minute), et une bande de manœuvre augmentée. Pour un comportement différent, mais tout aussi stable, la solution $best_{V_{eff}}$ présente des recouvrements très importants (quasiment au maximum), une vitesse d'insertion du groupe $G1$ presque au minimum, et une bande de manœuvre importante. Les recouvrements et une bande de manœuvre importants contribuent à réduire le besoin en bore, mais perturbent le diagramme de pilotage, tandis que la réduction de la vitesse des GCP limite les perturbations axiales, et augmentent le besoin en bore. On reconnaît donc ici encore les stratégies générales de pilotage, mais celles-ci sont cette fois nuancées pour obtenir des solutions stables vis-à-vis

de l'avancement dans le cycle.

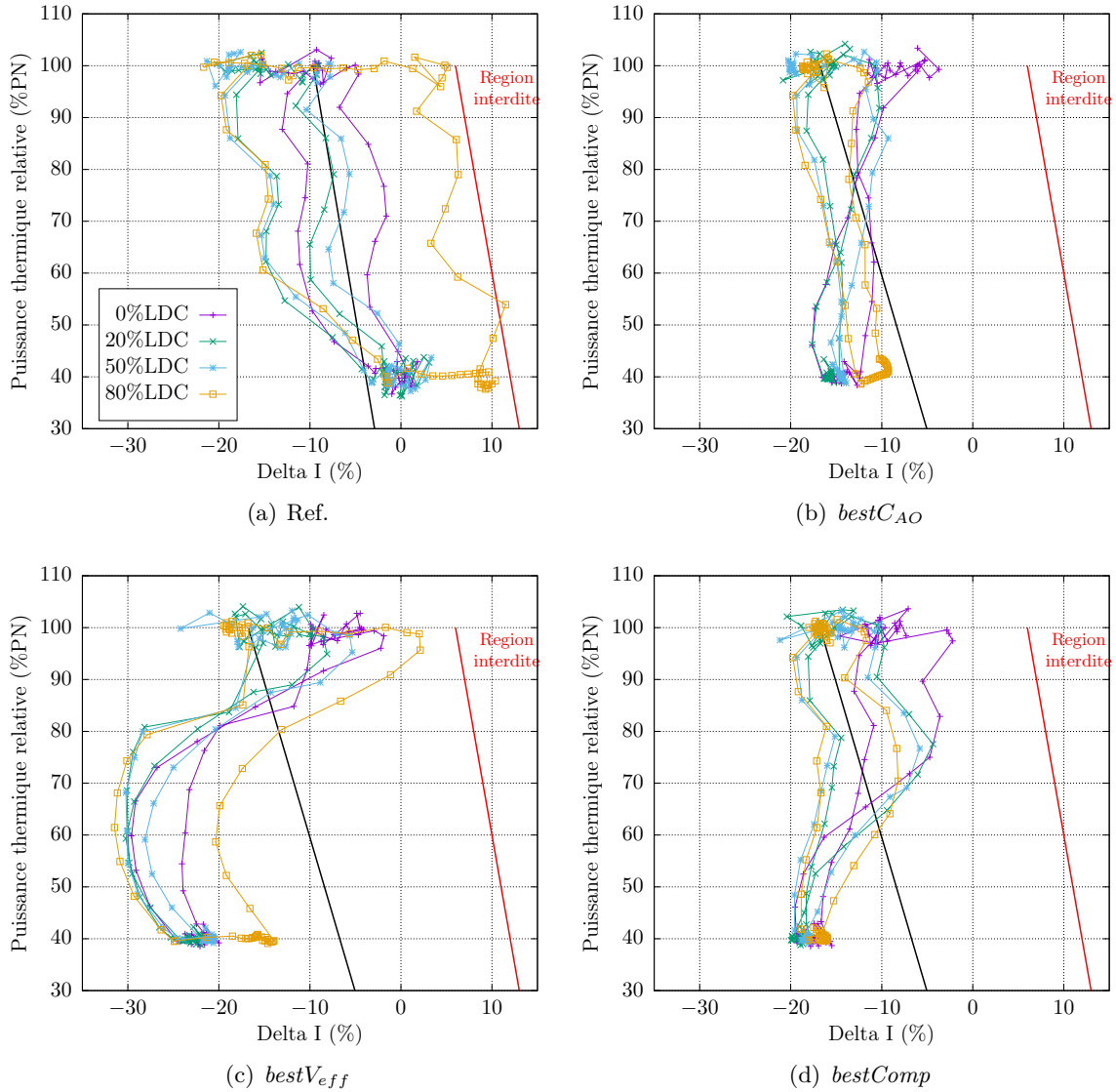


FIGURE 6.16 – Diagrammes de pilotage de la solution de référence et des solutions $bestC_{AO}$, $bestV_{eff}$ et $bestComp$ obtenues en bi-objectif à 80%LDC, en les relançant sur des transitoires de suivi de charge pour différents avancements dans le cycle.

Un phénomène déjà présent lors de l'optimisation mono-objective (pour la solution $bestV_{eff}$, cf. Fig. 5.12) est l'apparition d'un croisement entre la descente et la remontée en puissance dans le diagramme de pilotage. Ce croisement résulte de la différence de comportement du cœur suivant l'avancement dans le cycle. Plusieurs effets contribuent à cette différence de comportement :

- le changement de vitesse de dilution provoqué par la modification du taux de combustion induit en fin de cycle un manque dans la réactivité insérée et donc une baisse de température moyenne primaire, induisant à son tour une augmentation de l'*axial*

offset (coefficient modérateur moins négatif en bas du cœur).

- une insertion plus importante des GCP en fin de cycle (Fig. 3.1) qui induit une perturbation axiale sur le cœur plus importante, se matérialisant par un effet sur l'*axial offset* de concentration xénon (AO_X). La section 3.3 montre qu'une baisse de puissance provoque une baisse de l' AO_X , d'autant plus forte que la baisse de puissance est importante. L' AO_X prend donc des valeurs plus négatives dans le cas d'un transitoire en fin de cycle, ce qui provoque une augmentation encore plus prononcée de l'*axial offset* de puissance sur le palier bas.

Les solutions optimisées en début de cycle présentent une faible dérive positive. La différence de comportement induit alors une forte dérive positive lorsque le taux de combustion est grand. A l'inverse, si la dérive est faible pour un taux de combustion élevé, cette dérive devient négative pour un faible taux de combustion. Cette différence de comportement est d'autant plus importante que les taux de combustion sont différents. Le croisement a donc lieu de plus en plus haut dans le diagramme lorsque le taux de combustion diminue.

Finalement, les solutions optimisées en fin de cycle présentées en Fig. 6.16 restent stables vis-à-vis d'une modification de l'avancement dans le cycle, mais les comportements de ces solutions relancées à d'autres taux de combustion sont moins bons que ceux des solutions optimisées directement pour ces taux de combustion. Ces solutions ne sont donc pas non plus sur les fronts obtenus à 0%LDC, 20%LDC ou 50%LDC.

6.5.3 Évolution des fronts de Pareto avec l'avancement dans le cycle

Nous venons de montrer que l'absence de solutions communes aux fronts de Pareto est due, en plus de l'incompatibilité entre les stratégies de pilotage optimales suivant les critères *axial offset* et volume d'effluents, aux différences de comportements des solutions entre le début de cycle et la fin de cycle. Premièrement, les comportements des solutions optimisées en début de cycle sont très différents à 0%LDC et à 80%LDC. Le principal effet à prendre en considération est la dérive de l'*axial offset* sur le palier bas. Les points de fonctionnement des solutions réévalués en fin de cycle sont souvent dans les limites du diagramme de pilotage et traduisent donc des pilotages meilleure qualité que celui de la solution actuelle, mais ne sont néanmoins pas assez performants pour se situer sur les fronts obtenus pour les taux de combustion autres que 0%LDC. Dans le cas des solutions optimisées à 80%LDC, leur pilotage reste quasiment le même lorsqu'elles sont relancées en début de cycle, mais leurs performances affichées en début de cycle sont alors moins bonnes que celles de la solution actuelle. La Fig. 6.17 trace les évolutions des approximations des fronts de la Fig 6.8 lorsque les solutions qui les composent sont testées sur d'autres taux de combustion. Les comportements des approximations de fronts obtenues en début de cycle sont bien plus stables vis-à-vis d'une modification du taux de combustion que celles obtenues en fin de cycle.

Les solutions obtenues en début de cycle présentent des performances dégradées lorsqu'elles sont relancées à d'autres taux de combustion et sont ainsi dominées pas les solutions obtenues directement pour ces taux de combustion, mais elles dominent néanmoins la solution actuelle. Au contraire, la majeure partie des solutions obtenues à 80%LDC et relancées pour d'autres épuisements sont dominées par la solution actuelle. La Fig. 6.17 montre que pour une grande majorité de solutions, leur réévaluation pour un taux de combustion plus faible que celui pour lequel elles sont optimisées dégrade leurs performances par rapport à celles de la solution actuelle. Inversement, en relançant les solutions avec un taux de combustion plus

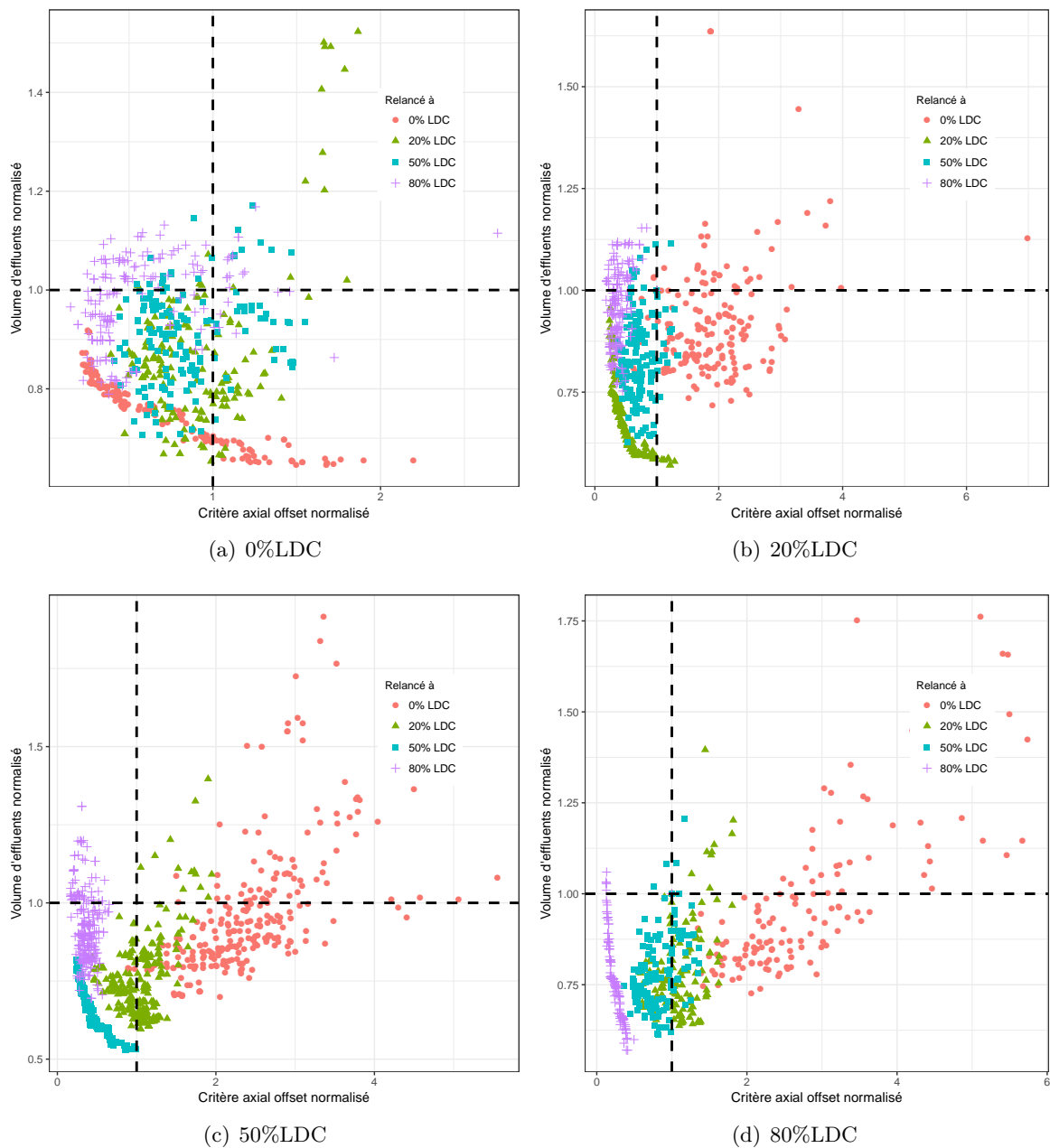


FIGURE 6.17 – Évolution des approximations du front obtenues en bi-objectif à 0%LDC, 20%LDC, 50%LDC et 80%LDC lorsque les solutions qui les composent sont relancées pour différents taux de combustion.

élevé que celui pour lequel elles sont optimisées, leurs performances restent souvent meilleures que celles de la solution actuelle. Ainsi, pour le front obtenu en début de cycle, il existe un nombre important de solutions qui dominent la solution actuelle pour tous les avancements. La majeure partie des solutions du front obtenu à 20%LDC en revanche ne restent bonnes que lorsqu'elles sont relancées à 50%LDC ou à 80%LDC. La plupart des solutions du front

obtenu à 50%LDC ne restent performantes que lorsqu'elles sont relancées à 80%LDC, et les performances de la grande majorité des solutions du dernier front sont dégradées pour tous les autres avancements. Malgré l'absence de solutions communes aux quatre fronts, il est donc possible d'identifier des solutions qui restent performantes durant tout le cycle d'exploitation. Elles sont définies comme les solutions qui dominent la solution actuelle pour tous les taux de combustion. Une analyse plus poussée des fronts et des valeurs de critères des solutions lorsqu'elles sont testées pour les autres taux de combustion permet de montrer qu'il existe 17 solutions meilleures que la référence pour tous les taux de combustion obtenues par l'optimisation exécutée à 0%LDC, qu'il en existe une à 20%LDC, deux à 50%LDC, mais qu'il n'y en a pas à 80%LDC.

6.5.4 Solutions performantes tout au long du cycle

Les solutions présentées dans cette section sont issues de l'étude des différents fronts obtenus et de la manière dont ils se comportent lorsqu'ils sont relancés sur les trois autres taux de combustion de l'étude. Il est choisi de présenter trois solutions, dont une obtenue en début de cycle (solution $S1$), une obtenue à 20%LDC (solution $S2$) et une obtenue à 50%LDC (solution $S3$). Les valeurs de paramètres de pilotage de ces solutions sont indiqués dans le Tab. 6.4.

	Recouvrements GCP			Vitesses GCP				Vitesses GRT		Bandes GRT	
	r_1	r_2	r_3	v_1	v_2	v_3	v_4	V	v	man	mor
Ref.	70	80	95	60	60	60	60	72	8	27	8
$S1$	87	121	231	32	33	14	111	82	9	32	10
$S2$	88	114	236	48	54	17	39	52	7	20	9
$S3$	79	236	52	59	32	23	53	85	6	91	8

TABLE 6.4 – Résumé des variables de la solution actuelle (Ref.) ainsi que des solutions $S1$, $S2$ et $S3$.

Les solutions $S1$ et $S2$ sont très proches l'une de l'autre et présentent un mode de pilotage qui favorise la réduction du critère *axial offset*, dont la bande de manœuvre augmentée permet de limiter l'utilisation du bore soluble. La solution $S3$ est différente de ces deux premières solutions : elle présente un mode de pilotage correspondant plutôt à une réduction du volume d'effluent, avec des recouvrements importants entre les GCP, et une bande de manœuvre presque à son maximum. Les perturbations axiales sont dans ce cas limitées grâce à des vitesses des groupes $G2$ et $N1$ réduites.

Les comportements de ces solutions en suivi de charge pour les différents taux de combustion sont étudiés dans la suite : pour chacune de ces trois solutions, les diagrammes de pilotage et les évolutions de la concentration en bore soluble sont tracés. Ces deux évolutions sont commentées à la lumière de la principale grandeur régulée du cœur qu'est la température moyenne de fluide primaire. Finalement, pour caractériser la stabilité des solutions après le transitoire de puissance, les diagrammes de Shimazu sont également tracés à partir du moment où la régulation s'achève, c'est-à-dire après environ 11 heures de transitoire. Ils représentent de cette manière le comportement libre du cœur après le transitoire de suivi de charge et caractérisent son retour à l'équilibre.

6.5.4.1 Comportement en transitoire de suivi de charge

Les valeurs des critères des solutions $S1$, $S2$ et $S3$ pour les quatre taux de combustion sont présentées dans le Tab. 6.5. Les valeurs en gras représentent les valeurs obtenues par l'optimisation, et les autres sont issues des réévaluations.

	0% LDC		20% LDC		50% LDC		80% LDC	
	C_{AO}	V_{eff}	C_{AO}	V_{eff}	C_{AO}	V_{eff}	C_{AO}	V_{eff}
Ref.	1	1	1	1	1	1	1	1
S1	0.61	0.76	0.49	0.83	0.47	0.87	0.32	0.95
S2	0.73	0.87	0.26	0.75	0.58	0.91	0.35	0.99
S3	0.98	0.79	0.63	0.72	0.42	0.67	0.3	0.9

TABLE 6.5 – Valeurs de critères des solutions $S1$, $S2$ et $S3$ pour les différents taux d'avancement.

Ces solutions ne sont pas les plus performantes vis-à-vis de chacun des critères, mais présentent des compromis. On rappelle qu'en début de cycle, la meilleure solution pour le critère *axial offset* présente une valeur de ce critère de 0.35, et que la meilleure solution pour le volume d'effluents en produit environ 35% de moins que la solution actuelle (critère normalisé de 0.65). On peut donc affirmer (au regard des marges d'améliorations des deux critères) qu'en début de cycle, ces trois solutions sont plus performantes suivant le volume d'effluents que suivant le critère *axial offset*. Cette observation est parfaitement en accord avec les résultats de l'optimisation mono-objective, dont la conclusion est que les solutions produisant le moins d'effluents sont les plus stables lors de l'avancement dans le cycle. Lors de l'augmentation du taux de combustion, leur critère *axial offset* normalisé diminue, tandis que le volume d'effluents correspondant augmente. Ainsi, pour le taux de combustion le plus élevé, ces trois solutions deviennent plus performantes pour le critère *axial offset* que pour le volume d'effluents au regard du mode de pilotage actuel. Les Fig. 6.18, 6.19 et 6.20 présentent respectivement les diagrammes de pilotage et les évolutions de concentration en bore et de température moyenne primaire des trois solutions $S1$, $S2$ et $S3$ ainsi que pour la solution actuelle, pour les différents taux d'avancement.

De ces trois solutions, c'est la solution $S2$ qui présente l'*axial offset* le moins perturbé, il est même quasiment identique durant les phases de descente et de remontée en puissance à 0%LDC, indiquant une dérive très faible lors du palier bas. Les recouvrements pour cette solution sont ainsi optimisés les uns par rapport aux autres, de telle sorte que la vitesse d'insertion de réactivité soit la plus constante possible. La forme en "S" du diagramme de pilotage est toujours présente, mais d'amplitude beaucoup plus faible que pour le diagramme de pilotage de la solution actuelle.

Au contraire, la solution $S3$ présente le comportement dans le diagramme de pilotage le moins performant des trois solutions identifiées, et il semble même être moins bon que celui de la solution actuelle (en début de cycle). C'est effectivement le cas lors des phases de descente et de remontée, mais ce comportement moins performant est compensé par un *axial offset* qui reste très stable lors de la phase de palier haut, ce qui conduit à un critère *axial offset* réduit.

Il est donc attendu que les solutions $S1$ et $S2$, qui présentent une utilisation plus importante du bore soluble, soient plus perturbées lors de modifications du taux de combustion que la solution $S3$. La Fig. 6.18 montre que ce n'est pas le cas. De façon surprenante, une modification du taux de combustion a plus d'influence sur le diagramme de pilotage de la

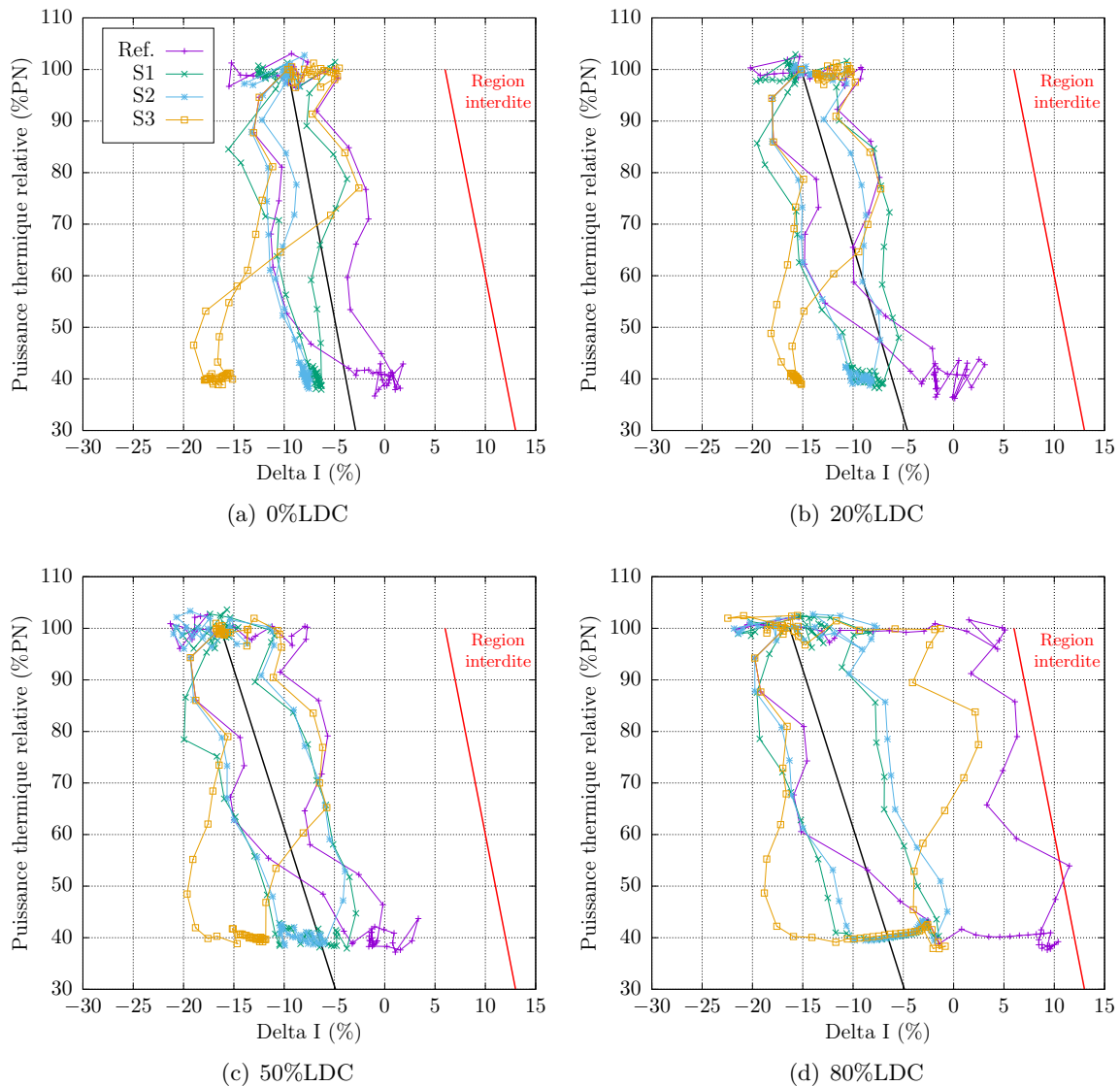


FIGURE 6.18 – Diagrammes de pilotage lors du transitoire de suivi de charge pour les solutions $S1$, $S2$ et $S3$, ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour les différents taux d'avancement.

solution $S3$. La conclusion est la même que pour la solution $bestV_{eff}$ obtenue en début de cycle (Fig. 6.15), qui présente également un compromis entre critère *axial offset* et volume d'effluents, mais favorisant la réduction de l'utilisation du bore soluble. Ce comportement s'explique difficilement, mais doit certainement venir des perturbations importantes induites par l'insertion des GCP (dont les recouvrements sont élevés), et par l'effet axial provoqué par l'évolution du xénon. En effet, la Fig. 6.20 montre que la baisse de température dans le cas de cette solution $S3$ et pour le taux de combustion le plus élevé est bien plus limitée que celles des solutions $S1$ et $S2$. La dérive de l'*axial offset* sur le palier bas ne peut donc pas être un effet de température et il s'agit d'un effet du xénon, dont les hétérogénéités axiales de concentration sont plus marquées en raison des recouvrements plus importants.

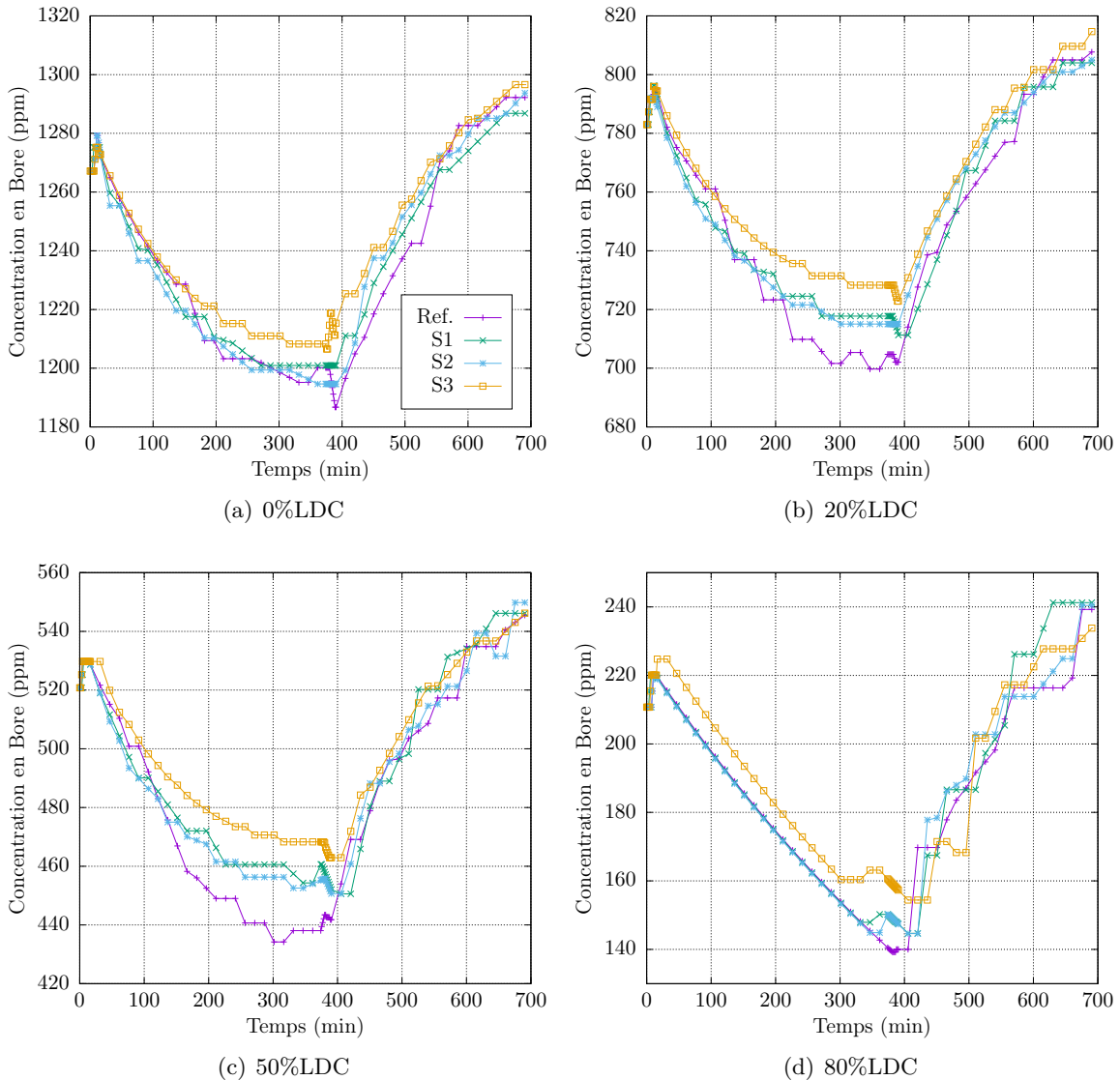


FIGURE 6.19 –  volution de la concentration en bore soluble lors du transitoire de suivi de charge pour les solutions $S1$, $S2$ et $S3$, ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour les différents taux d’avancement.

La Fig. 6.19 montre que ces solutions produisent un volume d’effluent plus faible que la solution actuelle (voir Tab. 6.5), même si celui-ci n’est que légèrement inférieur pour les solutions $S1$ et $S2$ relancées   80%LDC. Cette faible utilisation du bore soluble caractérise une température moyenne primaire parfaitement régulée pour la plupart des taux de combustion, sauf le dernier. La Fig. 6.19 montre en effet que pour le taux de combustion le plus élevé, la vitesse de dilution est maximale pendant une bonne partie du palier bas pour les solutions $S1$ et $S2$. Consécutivement, la température moyenne primaire (Fig. 6.20) diminue fortement (la différence avec la température cible est alors d’environ 2 C). Pour toutes les solutions, la variation en xénon est identique de même que la variation en bore soluble jusqu’à environ 300

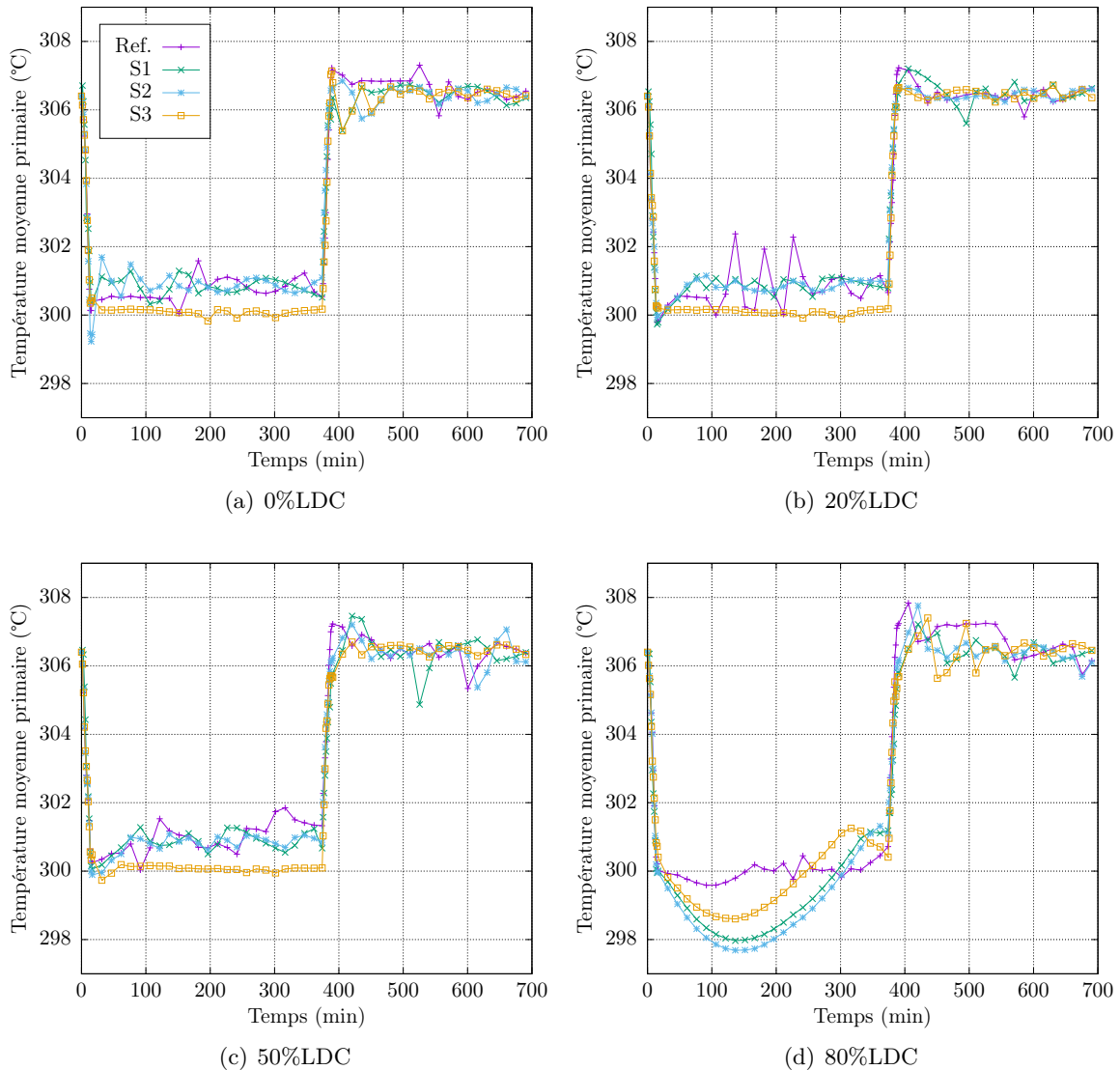


FIGURE 6.20 – Évolution de la température moyenne primaire lors du transitoire de suivi de charge pour les solutions $S1$, $S2$ et $S3$, ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour les différents taux d'avancement.

minutes. La seule différence concerne l'insertion des GCP. Différents effets en réactivité sont associés à l'insertion des GCP dont l'effet Doppler, l'effet modérateur et l'effet de redistribution de puissance. Les deux premiers effets sont très similaires entre les différents modes de pilotage, dans la mesure où les températures moyennes de fluide primaire sont égales à la fin de la baisse en puissance (on peut donc supposer qu'il en est de même des températures du combustible). Le seul effet susceptible de provoquer cette variation de température moyenne durant le palier bas est donc l'effet de redistribution de puissance. Lors d'un passage de la puissance nominale (*axial offset* négatif) à une puissance nulle (*axial offset* nul), cet effet apporte un gain en réactivité de quelque centaine de pcm. Il en est de même ici entre les modes

de pilotage des solutions $S1$ et $S2$ pour lesquelles les *axial offset* sont négatifs au début du palier bas et le pilotage actuel pour lequel l'*axial offset* est plus important. Ce relatif manque de réactivité de quelques centaines de pcm pour les solutions $S1$ et $S2$ induit par les fortes h t rog nit s axiales est à l'origine de la baisse importante de la température moyenne primaire. Dans le cas de la solution $S3$, la dilution s'arrête plus tôt malgré des recouvrements plus importants et un *axial offset* plus perturbé, car la bande de manoeuvre du GRT est suffisamment grande pour compenser cet effet en réactivité de la redistribution de puissance. La solution $S3$ présente donc un critère *axial offset* moins performant que les solutions $S1$ et $S2$, mais une utilisation du bore soluble plus réduite que ces deux solutions, caractérisant une régulation de la température moyenne primaire de meilleure qualité.

6.5.4.2 Dynamique libre de retour à l'équilibre

La comparaison entre les valeurs de critères *axial offset* et les diagrammes de pilotage montre que la seule analyse de ces diagrammes peut induire en erreur sur la qualité d'une solution. Le Tab. 6.5 indique en effet que la solution $S3$ est meilleure que les autres à 80%LDC, ce qui semble contradictoire avec le diagramme de pilotage. Comme elle présente un comportement moins performant lors des phases de variation de puissance, cela signifie qu'elle permet une plus grande stabilité sur les paliers haut et bas.

La Fig. 6.21 présente les diagrammes de Shimazu grâce auxquels il est possible d'observer et de caractériser les oscillations xénon, en lien avec la stabilité sur les paliers de puissance. Pour tracer ces diagrammes, le fonctionnement à puissance nominale après le transitoire de puissance est simulé durant l'équivalent d'une semaine, ce qui permet de voir le retour à l'équilibre des distributions axiales de puissance et de concentrations de poisons. Premièrement, les points d'équilibre ne sont pas les mêmes pour chacune des solutions, puisqu'il dépendent de l'utilisation des différents moyens de contrôle du cœur (position du GRT et concentration en bore soluble) au moment où les contrôles sont arrêtés. Ceux-ci varient naturellement d'une solution à l'autre. Pour une solution donnée, l'état d'équilibre est même diff rent suivant le taux de combustion : le transitoire de puissance subi n'ayant pas le même effet sur le cœur, les actions engagées lors du retour en puissance sont donc différentes.

La figure 6.21 montre que toutes les solutions sont stables et atteignent un état d'équilibre. La comparaison des vitesses de retour à l'équilibre est néanmoins approximative dans la mesure où les diagrammes de Shimazu, au même titre que les diagrammes de pilotage, ne permettent pas d'appréhender les aspects temporels. Pour cette raison, nous tracons en Fig. 6.22 l'évolution de la distance (dans le diagramme de Shimazu) entre le point courant et le point d'équilibre, en fonction du temps.

Sauf dans le cas du début de cycle, la solution actuelle présente un temps caractéristique de retour à l'équilibre et une amplitude des oscillations plus grands que ceux des trois autres solutions retenues. En plus de présenter des valeurs de critères caractérisant le pilotage en suivi de charge plus faibles que la solution actuelle, ces solutions permettent donc une plus grande stabilité en fin de transitoire. Après le transitoire effectué en début de cycle, le retour à l'équilibre s'effectue de manière similaire pour toutes les solutions, bien que l'amplitude initiale de la solution $S3$ soit plus importante. Cette amplitude initiale dépend des dernières actions effectuées avant l'arrêt des contrôles, mais n'est visiblement pas liée à la vitesse de convergence puisque les trois solutions proposées sont très similaires en termes de vitesse de retour à l'équilibre en début de cycle.

Finalement, il semble difficile de lier les diagrammes de pilotage et les valeurs de critères *axial offset* et volume d'effluents aux propriétés de convergence des oscillations xénon au-

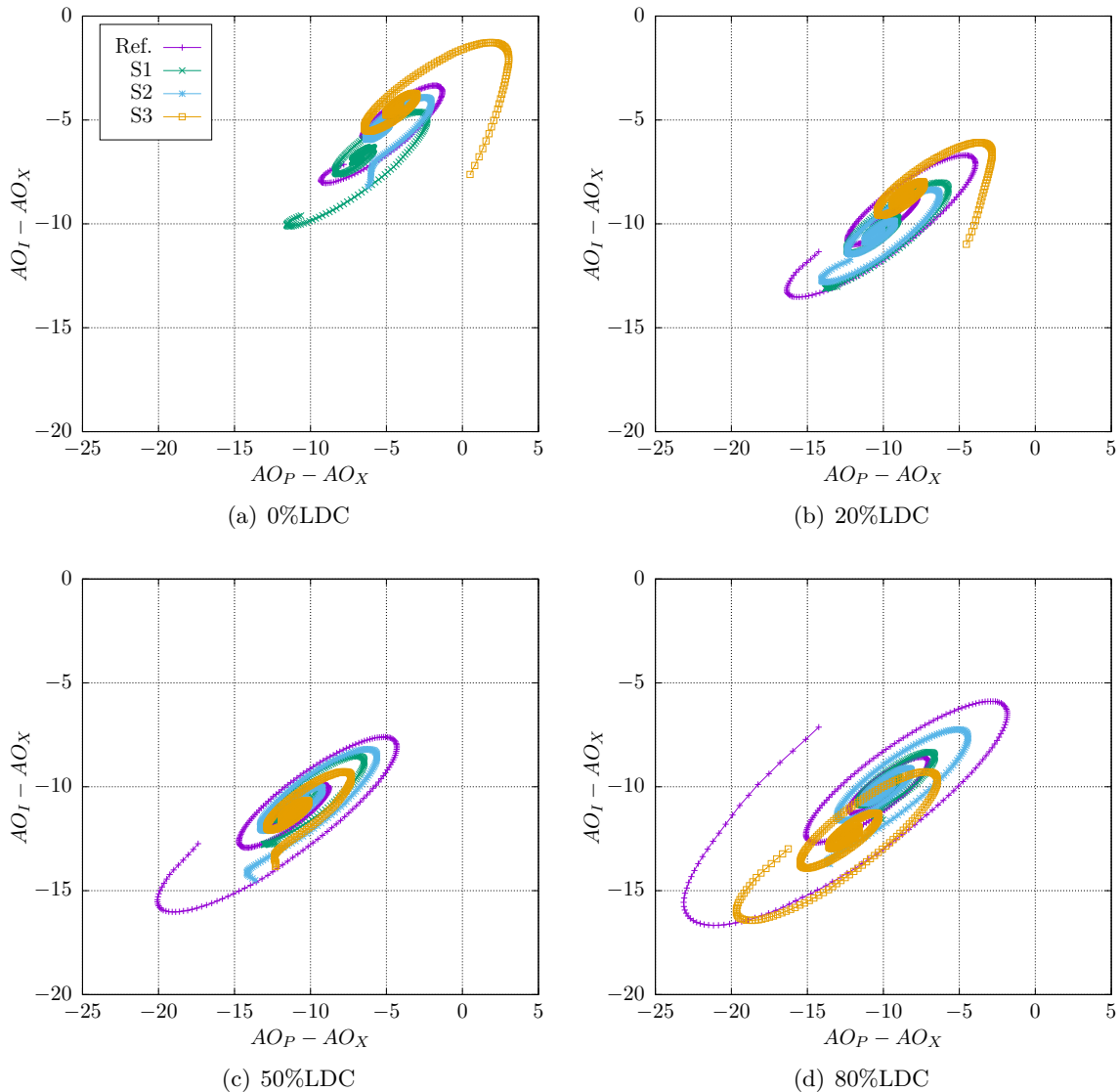


FIGURE 6.21 – Diagrammes de Shimazu à puissance nominale après le transitoire de suivi de charge (évolution libre), pour les solutions $S1$, $S2$ et $S3$, ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour les différents taux d'avancement.

delà du fait qu'un pilotage à *axial offset* le plus constant possible durant le palier haut diminue les amplitudes d'oscillations, et favorise donc une convergence rapide. La capacité de l'opérateur à stabiliser le cœur sur le palier haut dépend bien évidemment des moyens de contrôle disponibles à ce moment-là, mais également des perturbations introduites sur les concentrations d'isotopes durant le transitoire de puissance, caractérisées par les valeurs d'*axial offset* atteintes lors du palier bas. L'importance de l'aspect d'historique, ainsi que le grand nombre de facteurs qu'il faut prendre en considération et l'importance des liens entre eux, rendent difficile l'établissement d'un lien clair entre les deux diagrammes. Des études complémentaires devraient permettre de mieux comprendre ces liens, dans le but de proposer

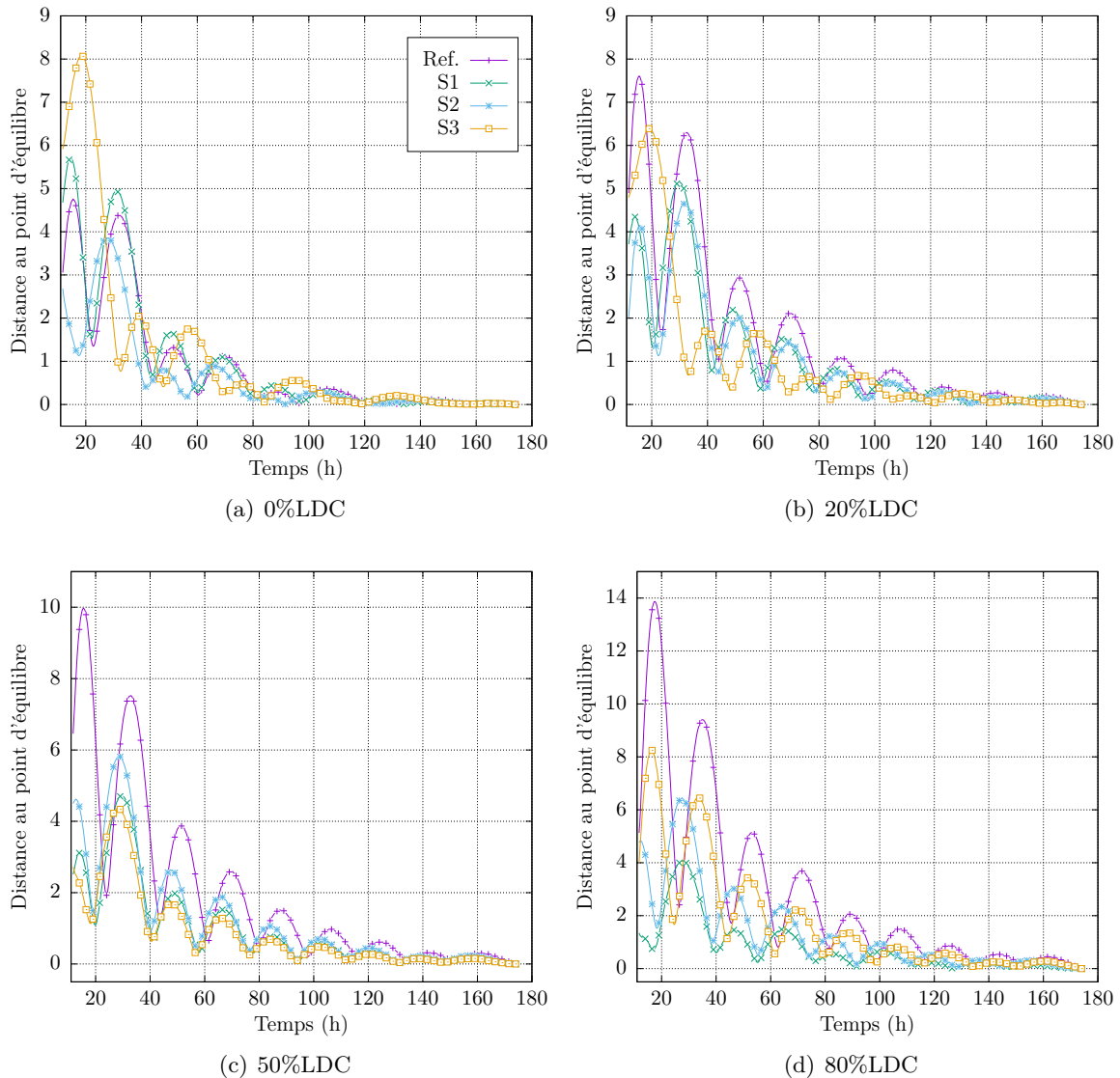


FIGURE 6.22 – Évolution de la distance entre le point courant et le point d'équilibre dans le diagramme de Shimazu lors d'une évolution libre à puissance nominale, après le transitoire de suivi de charge, pour les solutions $S1$, $S2$ et $S3$, ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour les différents taux d'avancement.

des solutions dont le retour à l'équilibre s'effectue encore plus rapidement.

6.6 Conclusion

L'algorithme AMS-MOEA/D multiobjectif basé sur une décomposition du problème bi-objectif en sous-problèmes mono-objectifs et s'appuyant sur l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA montre de très bonnes performances sur le problème considéré. Ces performances sont amé-

liorées par un ajustement hors ligne des paramètres correspondants au nombre de directions voisines et à la fonction de pondération. Cette étude montre que les communications entre directions ne doivent pas être limitées et le nombre de directions voisines est choisi égal au nombre de directions total. Pour le problème considéré, la qualité de l'approximation du front de Pareto obtenu avec une fonction de pondération de type norme infinie est meilleure que celle obtenue avec une fonction de pondération de type norme 1.

L'optimisation bi-objective permet donc finalement de trouver des modes de pilotage dont les performances sur un transitoire de suivi de charge sont réellement meilleures que celles des modes de pilotage obtenus lors de l'optimisation mono-objective et donc à fortiori meilleures que celles du mode de pilotage actuel. Néanmoins, l'étude des approximations des fronts obtenues pour les différents taux de combustion montre qu'il n'existe pas de solutions communes entre eux. L'ensemble des modes de pilotage performants suivant chacun des critères sont donc analysés pour les différents taux de combustion dans le but de trouver des stratégies communes, et il ne semble pas possible non plus de trouver de stratégies communes.

Les modes de pilotages sont finalement testés pour d'autres épuisements que ceux pour lesquels ils sont performants et certains présentent des comportements très satisfaisants (meilleurs que le mode actuel) tout au long du cycle. Les diagrammes de pilotage en début de cycle ou à 80% de la longueur de cycle de trois de ces solutions ainsi que pour le mode de pilotage actuel (Ref.) sont tracés en Fig. 6.23.

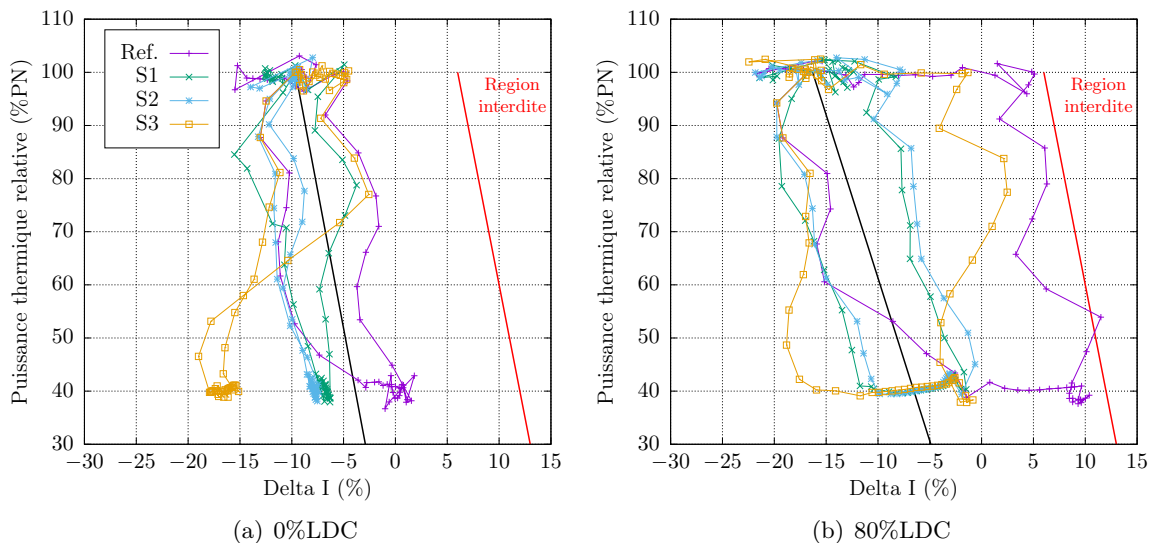


FIGURE 6.23 – Diagrammes de pilotage lors du transitoire de suivi de charge pour trois des solutions optimales obtenues ainsi que pour la solution actuelle (Ref.) pour différents taux d'avancement dans le cycle.

Les comportements de ces modes de pilotage ont été analysés d'un point de vue physique pour tenter de comprendre leurs performances et de les discriminer vis-à-vis de la vitesse de retour à l'équilibre des oscillations xénon après le transitoire. Des études supplémentaires sont nécessaires pour mieux comprendre les liens entre les transitoires de puissance et les phases de retour à l'équilibre après le transitoire.

Le nombre de solutions meilleures que la solution actuelle pour les deux critères et qui

le restent tout au long du cycle d'irradiation est tout de même faible (une vingtaine). Cela traduit la difficulté de l'optimisation induite par la complexité de l'objet étudié (réacteur nucléaire) et de l'irrégularité de la fonction objectif qui en découle. Ce faible nombre de solutions identifiées est également d  du faible nombre de solutions évaluées (environ 2 millions) relativement au nombre de solutions admissibles (environ 10^{15}). Néanmoins, les différences de mode de pilotage pour les solutions retenues laissent à penser qu'il existe d'autres solutions performantes, intégrant peut-être d'autres variantes de pilotage.



Conclusion et Perspectives

Dans un contexte d'augmentation importante de la part d'énergies renouvelables dans le mix énergétique français, la capacité du parc nucléaire à supporter les variations de charges induites est une problématique majeure dans le débat sur la transition énergétique. Un des défis auxquels devra faire face le parc nucléaire dans les prochaines années est donc d'arriver à augmenter sa manœuvrabilité. La voie étudiée dans cette thèse est celle d'une augmentation de sa disponibilité à réaliser du suivi de charge, signifiant que les tranches devront pouvoir être manœuvrantes durant un temps plus long au cours de leur cycle d'exploitation. La problématique de l'influence de l'avancement dans le cycle d'irradiation prend donc une grande place dans cette étude. De tous les réacteurs composant le parc français, nous choisissons pour cette étude ceux qui sont le plus manœuvrants, à savoir les REP1300, et les performances de ces réacteurs lors d'un transitoire de suivi de charge sont optimisées. L'optimisation consiste en la détermination d'un fonctionnement optimal vis-à-vis de plusieurs critères en lien avec la sûreté et des aspects économiques, qui garantissent la fiabilité de l'installation nucléaire aussi bien que sa performance. Les variables ajustables du problème sont choisies de sorte que les solutions proposées soient simples à mettre en œuvre : elles correspondent aux paramètres de la gestion des barres de contrôle (recouvrements entre GCP, vitesses d'insertion, bande morte de température et bande de manœuvre du GRT). Les deux critères à optimiser sont une image de l'aire du diagramme de pilotage et le volume d'effluents produits lors du transitoire de suivi de charge considéré. La diminution de ces deux critères contradictoires permet la diminution des perturbations axiales induites sur le cœur par le déplacement des grappes de commande et de l'utilisation du bore soluble, dont les effluents qui en résultent sont coûteux à retraiter et limitent la disponibilité du réacteur à faire du suivi de charge sur l'ensemble du cycle. La détermination de ces deux critères fait appel à la mise en œuvre d'une modélisation du réacteur adaptée à l'optimisation.

Le modèle développé prend pour arguments les variables ajustables du problème (caractéristiques principales des barres de contrôles) et est capable de donner des informations précises sur l'état du réacteur (globales et locales) au cours du suivi de charge. Le processus d'optimisation nécessitant un très grand nombre de calculs, une simplification des modèles existants est effectuée. Une modélisation multi-physique simplifiée couplée du cœur du réacteur est implémentée, intégrant des modèles simplifiés de neutronique, de thermohydraulique du fluide primaire et de comportement physique du combustible. Ce modèle de type simulateur intègre, outre une description *3D* du cœur du réacteur, à la fois les couplages entre le circuit primaire et le circuit secondaire, et un modèle d'opérateur fictif chargé de piloter les actions de borication/dilution du bore soluble. Le comportement du modèle *3D* est comparé à un modèle *0D* calibré sur des données issues de mesures sur site. Cette comparaison permet de montrer un très bon accord entre les modèles *3D* et *0D*. Le temps de calcul nécessaire à la simulation d'un transitoire de 24 heures est d'environ 40 minutes avec le modèle *3D*. Ce temps de calcul est tout à fait acceptable au regard des contraintes posées par l'optimisation,

mais reste élevé comparé aux temps de simulation mis en jeu dans les études d'optimisation.

Pour mener à bien cette étude d'optimisation, des algorithmes évolutionnaires issus de la littérature, et pouvant être exécutés sur des architectures massivement parallèles sont développés. Le choix de ces algorithmes est motivé par leurs performances pour traiter ce type de problème (problème d'optimisation combinatoire s'appuyant sur une fonction d'évaluation boîte noire coûteuse). Ces algorithmes présentent un certain nombre de paramètres ajustables et une partie importante de ce travail consiste à ajuster ces paramètres pour améliorer le comportement des algorithmes. Les paramètres de mutation sont ainsi ajustés en analysant les performances de l'algorithme mono-objectif, lors d'une étude paramétrique menée en parallèle avec une étude de paysage de fitness par marches aléatoires. Il est montré qu'il est possible d'ajuster ces paramètres grâce à la structure du paysage de fitness, et que dans le cas d'un environnement massivement parallèle avec une fonction d'évaluation très coûteuse, les paramètres de mutation associés à la structure la plus rugueuse doivent être préférés. Cette étude du paysage de fitness, menée en parallèle de l'étude paramétrique permet de comprendre le lien entre les caractéristiques de la fonction objectif et les performances de l'algorithme d'optimisation qui lui est appliqué. L'avancée méthodologique apportée est importante dans la mesure où elle pourrait permettre d'éviter les études paramétriques très coûteuses et de les remplacer par des marches aléatoires bien moins coûteuses. À noter que ce résultat est cependant à l'opposé des recommandations habituelles pour ce type d'algorithmes. La première phase de l'optimisation permet ainsi d'une part d'explorer le domaine de recherche, mais également de réaliser une première analyse des solutions performantes obtenues pour montrer qu'une optimisation bi-objective est nécessaire. Concernant l'optimisation bi-objective, un ajustement des paramètres de l'algorithme est également effectué. Les paramètres à ajuster sont cette fois le paramètre caractérisant les communications entre directions, ainsi que la fonction de pondération. Les résultats montrent que dans le cas d'un faible nombre de générations, les communications entre directions ne doivent pas être limitées. Une fonction de pondération de type norme infinie est en outre choisie.

Dans le but de répondre à la problématique de solutions performantes tout au long du cycle, plusieurs optimisations bi-objectives à différents taux de combustion sont lancées, et l'analyse des approximations des fronts de Pareto obtenus, ainsi que leur évolution au cours du cycle permettent de trouver des solutions qui réduisent les critères de la solution actuelle durant tout le cycle d'irradiation. Ces solutions sont analysées afin d'identifier des stratégies de pilotage performantes. Ces stratégies sont similaires à celles obtenues par les optimisations mono-objectives, mais les compromis trouvés permettent de réduire l'impact de l'avancement dans le cycle sur ces solutions. De plus, les solutions identifiées en multiobjectif présentent des modes de pilotage légèrement différents, ce qui indique que malgré le faible nombre de solutions trouvées, il est fortement probable qu'il en existe de nombreuses autres. Cette seconde partie du travail est donc également une réussite au regard d'une part des gains en termes de manoeuvrabilité obtenus et d'autre part de l'analyse physique des modes de pilotage correspondants.

En ce qui concerne les perspectives à ce travail, les solutions optimales obtenues sont performantes vis-à-vis des critères considérés, et même si leur fonctionnement reste compatible avec les exigences de sûreté du diagramme de pilotage, il reste tout de même à vérifier que les autres critères de sûreté sont respectés (poids de barres ou rapport d'échauffement critique en lien avec la problématique de point chaud par exemple). En dehors de l'analyse du respect des critères de sûreté, il est également possible de discriminer les solutions obtenues par rapport à

la stabilité du cœur   la fin du transitoire de suivi de charge. Lors de l'analyse des solutions, la représentation dans les diagrammes de Shimazu est utilisée, et les modes de pilotage obtenus par l'optimisation semblent plus stables que le mode de pilotage actuel. Cette stabilité ne préfigure en rien cependant de la stabilité du cœur avec ces mêmes modes de pilotage pour d'autres transitoires de puissance, et une étude plus poussée doit être réalisée pour étudier cette stabilité.

Une autre perspective à ce travail est l'augmentation de la disponibilité des centrales après un transitoire de suivi de charge pour la réalisation d'essais périodiques, durant lesquels le cœur doit être stable. Le pilotage ayant un effet important sur le retour en stabilité, il serait intéressant de définir un autre critère de performance caractérisant le temps caractéristique de retour à l'équilibre, les pilotages les plus performants étant alors ceux pour lesquels ce temps est le plus faible. D'autres modes de pilotages pourraient également être analysés, en ajoutant d'autres degrés de liberté tels que l'ordre d'insertion des GCP, ou encore une modification du nombre de groupes (en prenant garde à bien respecter la symétrie), de leur composition, de la carte de positionnement, ou même de la position des crayons dans les assemblages. Toutes ces modifications appellent cependant à consacrer un poids bien plus important aux études de sûreté et de faisabilité.

D'autres perspectives à ce travail concernent l'amélioration des modèles physiques et du schéma de calcul. L'augmentation de la précision du modèle (raffinement du maillage spatial, modèle de cinétique 3D pour la neutronique, modèle dynamique de générateur de vapeur), permettrait de préciser le comportement du réacteur en transitoire, en modélisant les effets temporels ou spatiaux non pris en compte par les modèles statiques et homog nis s utilisés dans ce travail. Une autre voie d'amélioration possible est la prise en compte du comportement mécanique des pastilles et des gaines, permettant d'accéder à un niveau de description plus fin de la physique du combustible et de la problématique de l'interaction entre la pastille et la gaine (IPG) qui intervient dans la notion de crédit K dimensionnant en termes de manoeuvrabilité.

Cette amélioration de la modélisation doit cependant, pour ne pas dégrader le processus de recherche, être couplée à une amélioration des performances des algorithmes de recherche, qui peut s'effectuer de différentes manières. Une première possibilité consiste à ajuster plus précisément les paramètres des algorithmes (en généralisant par exemple la méthode d'étude de paysage de fitness) ou à rechercher et développer d'autres algorithmes potentiellement efficaces sur ce type de problèmes. Une seconde possibilité d'amélioration du processus de recherche consiste à coupler des métamodèles à l'algorithme d'optimisation. Ces métamodèles se substitueraient à la fonction objectif, permettant de réduire le temps de calcul unitaire d'évaluation des solutions. Les travaux préliminaires effectués dans cette thèse montrent que ces métamodèles devront être très performants pour ne pas réduire la qualité des solutions obtenues. Une voie prometteuse pour l'obtention d'un métamodèle efficace est de le mettre à jour au fur et à mesure de l'optimisation, alternant ainsi les phases de prédiction par le métamodèle et de son recalibrage par rapport à la fonction objectif.

Enfin, à plus long terme, d'autres études concernant les aspects de sûreté et des critères économiques mais dans des domaines de la physique des réacteurs bien différents de celui considéré ici, concernent les sollicitations mécaniques et chimiques sur les éléments de structure lors des transitoires de suivi de charge. Lors de l'enchaînement des transitoire de suivi de charge, les modifications répétées de la pression et de la température, mais également de la concentration en bore, pourraient à terme provoquer une usure mécanique ou par corrosion. Des études pourraient donc être menées dans ce sens pour observer dans quelle mesure cela

limiterait l'augmentation possible du nombre de suivis de charge effectués par une centrale lors de son cycle d'exploitation. Cela ne concerne pas directement les modes de pilotage, mais la disponibilité des centrales à réaliser des suivis de charge, et s'inscrit donc également dans la problématique d'augmentation de leur manœuvrabilité.

Bibliographie

- [1] <http://www.genci.fr/fr>.
- [2] <http://www.rte-france.com/fr/eco2mix/eco2mix-mix-energetique>.
- [3] <http://www.23dd.fr/energie/les-energies/prospectives-energie/77-ademe-energie-2030-production-denergie-renouvelable>, 2012.
- [4] Scénarios de l'ANCRE pour la transition énergétique. Rapport ANCRE 2013.
- [5] Bilan prévisionnel de l'équilibre offre-demande d'électricité en France. Rapport RTE 2014.
- [6] E. Alba and M. Tomassini. Parallelism and evolutionary algorithms. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 6(5) :443–462, 2002.
- [7] I. A. Antonov and V. M. Saleev. An economic method of computing $lp\tau$ -sequences. *U.S.S.R. Computational Mathematics and Mathematical Physics*, 19 :252–256, 1978.
- [8] H. Arab-Alibeik and S. Setayeshi. Improved temperature control of a pwr nuclear reactor using an lqg/ltr based controller. *IEEE Transactions on Nuclear Science*, 50(1) :211–218, 2003.
- [9] G. Arnaud, J.-M. Do, J.-J. Lautard, A.-M. Baudron, and S. Douce. Selection combinatorial algorithm for loading pattern design of light water reactor with two levels of heterogeneity. *Proceedings of ICAPP 2011 Nice, France (Paper 11091)*, 2011.
- [10] H. Bailly, D Ménessier, and C. Prunier. *Le combustible nucléaire des réacteurs à eau sous pression et des réacteurs à neutrons rapides - Conception et comportement*. Eyrolles, 1997.
- [11] F. Barré, M. Parent, and B. Brun. Advanced numerical methods for thermal hydraulics. *Nucl. Eng. Des.*, 145 :147–158, 1993.
- [12] A.-M. Baudron and J.-J. Lautard. Minos : A simplified pn solver for core calculation. *Nuclear Science and Engineering*, 155(2) :250–263, 2007 (February).
- [13] N. Beume, B. Naujoks, and M. Emmerich. SMS-EMOA : Multiobjective selection based on dominated hypervolume. *European Journal of Operational Research*, 181 :1653–1669, 2007.
- [14] P. Bratley and B. L. Fox. Algorithm 659 : Implementing sobol's quasirandom sequence generator. *ACM Transactions on Mathematical Software*, 14(1) :88–100, 1988.
- [15] L. Breiman. Random forests. *Machine Learning*, 45(1) :5–32, 2001.
- [16] C. Cany. *Interactions entre énergie nucléaire et énergies renouvelables variables dans la transition énergétique en France : adaptations du parc électrique vers plus de flexibilité*. PhD thesis, Univ. Paris-Saclay, 2017.
- [17] N. Z. Cho and L. M. Grossman. Optimal control for xenon spatial oscillations in load follow of a nuclear reactor. *Nuclear Science And Engineering*, 83 :136–148, 1983.

- [18] C. Coello. *Evolutionary Algorithms for Solving Multi-Objective Problems*. Springer, 2007.
- [19] P. Coppolani, N. Hassenboehler, J. Joseph, J.-F. Petetrop, J.-P. Py, and J.-S. Zampa. *La chaudière des réacteurs à eau sous pression*. EDP Sciences, 2010.
- [20] N. Cressie. The origins of kriging. *Mathematical Geology*, 22 (3) :239–252, April 1990.
- [21] F. Daolio, A. Liefoghe, S. Verel, H. Aguirre, and K. Tanaka. Problem features vs. algorithm performance on rugged multi-objective combinatorial fitness landscapes. *Evolutionary Computation*, 2016.
- [22] A. A. de Moura Meneses, L. M. Gambardella, and R. Schirru. Particle swarm optimization applied to the nuclear reload problem of a pressurized water reactor. *Progress in Nuclear Energy*, 51, 2009.
- [23] A. A. de Moura Meneses, L. M. Gambardella, and R. Schirru. A new approach for heuristics-guided search in the in-core fuel management optimization. *Progress in Nuclear Energy*, 52, 2010.
- [24] K. Deb, S. Agrawal, A. Pratap, and T. Meyarivan. A fast and elitist multiobjective genetic algorithm : NSGA-II. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 6 (2) :182–197, 2002.
- [25] J.-M. Delhaye. *Thermohydraulique des réacteurs*. EDP Sciences, 2008.
- [26] M. Depolli, R. Trobec, and Filipic B. Asynchronous master-slave parallelization of differential evolution for multi-objective optimization. *Evolutionary Computation*, 21 (2) :261–91, Summer 2013.
- [27] B. Derbel, D. Brockhoff, A. Liefoghe, and S. Verel. On the impact of multiobjective scalarizing functions. *Parallel Problem Solving from Nature–PPSN XIII*, pages 548–558, 2014.
- [28] B. Derbel, J. Humeau, A. Liefoghe, and S. Verel. Distributed localized bi-objective search. *European Journal of Operational Research*, 2014.
- [29] B. Derbel, A. Liefoghe, G. Marquet, and Talbi E.-G. A fine-grained message passing moea/d. *IEEE Congress on Evolutionary Computation*, 2015, Sendai, Japan.
- [30] J.-M. Do and G. Arnaud. Use of meta-heuristics for design of fuel loading pattern in light water reactors comprising some radial and axial heterogeneities. *NIDISC proceedings*, 2011, Anchorage, Alaska.
- [31] J.-M. Do, G. Arnaud, A.-M. Baudron, and Lautard J.-J. Fuel loading pattern for heterogeneous EPR core configuration using a distributed evolutionary algorithm. *M&C proceedings*, 2009, Saratoga Springs, New York.
- [32] Z. Dong, J. Feng, and X. Huang. Nonlinear observer-based feedback dissipation load-following control for nuclear reactors. *IEEE Transactions on Nuclear Science*, 56 (1) :272–285, 2009.
- [33] M. Dorigo, V. Maniezzo, and A. Coloni. Ant colony optimization : A new meta-heuristic. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics (part B)*, 26 (1) :29–41, February 1996.
- [34] G. Dreyfus, J.-M. Martinez, M. Samuelides, B. Gordon, F. Badran, S. Thiria, and L. Herault. *Réseaux de neurones, méthodologie et applications*. Eyrolles, 2002.

- [35] M. Dubreuil, C. Gagne, and M. Parizeau. Analysis of a master-slave architecture for distributed evolutionary computations. *IEEE T. on Systems, Man, and Cybernetics : Part B*, 36 :229–235, 2006.
- [36] Olivier Dumont. Ademe energie 2030 : Production d’energies renouvelables. Technical report, Ademe, 2012.
- [37] J. Durillo, Q. Zhang, A. Nebro, and E. Alba. Distribution of computational effort in parallel moea/d. *International Conference on Learning and Intelligent Optimization (LION 5)*, pages 488–502, 2011.
- [38] e-DEN. *La neutronique*. Editions Le Moniteur, 2013.
- [39] R. M. Edwards, K. Y. Lee, and M. A. Schultz. State feedback assisted classical control : An incremental approach to control modernization of existing and future nuclear reactors and power plants. *Nuclear Technology*, 92 :167–185, 1990.
- [40] A. E. Eiben, Z. Michalewicz, Marc Schoenauer, and J. E. Smith. Parameter control in evolutionary algorithms. In *Parameter Setting in Evolutionary Algorithms*, pages 19–46. Springer, 2007.
- [41] P. Emonot, A. Souyri, J.L. Gandrille, and F. Barré. Cathare-3 : A new system code for thermal-hydraulics in the context of the neptune project. *Nuclear Engineering and Design*, 241 :4476–4481, 2011.
- [42] T. A. Feo and M. G.C. Resende. Greedy randomized adaptive search procedures. *Journal of Global Optimization*, 6 :109–134, 1995.
- [43] C. E. Garcia, D. M. Prett, and M. Morari. Model predictive control : Theory and practice - a survey. *Automatica*, 25 (3) :335–348, 1989.
- [44] F. Glover. Tabu search - part I. *ORSA Journal on Computing*, 1 (3) :190–206, Summer 1989.
- [45] F. Glover. Tabu search - part II. *ORSA Journal on Computing*, 2 (1) :4–32, Winter 1990.
- [46] F. Glover, G. A. Kochenberger, and B. Alidaee. Adaptative memory tabu search for binary quadratic programs. *Management Science*, 44 (3) :336–345, March 1998.
- [47] D. E. Goldberg. *Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning*. Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc. Boston, 1989.
- [48] H. Grard. *Physique, fonctionnement et s uret  des REP*. EDP Sciences, 2014.
- [49] R. Gross, P. Heptonstall, D. Anderson, T. Green, M. Leach, and J. Skea. The costs and impacts of intermittency : an assessment of the evidence on the costs and impacts of intermittent generation on the british electricity network. Technical report, UK Energy Research Centre, London, 2006.
- [50] D. Hadka, K. Madduri, and P. Reed. Scalability analysis of the asynchronous, master-slave borg multiobjective evolutionary algorithm. *IEEE 27th International Symposium on Parallel & Distributed Processing Workshops and PhD Forum*, pages 425–434, 2013.
- [51] D. Hadka and P. Reed. Borg : An auto-adaptive many-objective evolutionary computing framework. *Evolutionary Computation*, 2012.
- [52] J. H. Holland. Adptation in natural and aritificial systems. *University of Michigan Press*, 1975.

- [53] W. Hordijk. A measure of landscapes. *Evolutionary computation*, 4(4) :335–360, 1996.
- [54] S. Joe and F. Y. Kuo. Remark on algorithm 659 : Implementing sobol's quasirandom sequence generator. *ACM Trans. Math. Softw.*, 29 :49–57, 2003.
- [55] S. Joe and F. Y. Kuo. Constructing sobol sequences with better two-dimensional projections. *SIAM J. Sci. Comput.*, 30 :2635–2654, 2008.
- [56] S. Joe and F. Y. Kuo. <http://web.maths.unsw.edu.au/~fkuo/sobol/>, 2010.
- [57] J. Julien. Modélisation multi-échelle du couplage physico-chimie-mécanique du comportement du combustible à haute température des réacteurs à eau sous pression. *Université de Provence - Aix-Marseille I*, 2008.
- [58] J. Kennedy and R. Eberhart. Particle swarm optimization. *Proceedings of IEEE International Conference on Neural Networks*, pages 1942–1948, 1995.
- [59] N. Kerkar and P. Paulin. *Exploitation des coeurs REP*. EDP Sciences, 2013.
- [60] M. N. Khajavi, M. B. Menhaj, and A. A. Suratgar. Fuzzy adaptive robust optimal controller to increase load following capability of nuclear reactors. in *Proc. 4th IEEE Int. Power Control Conf., Australia*, Dec. 2000.
- [61] F. Khoshahval, A. Zolfaghari, H. Minuchehr, M. Sadighi, and A. Norouzi. Pwr fuel management optimization using continuous particle swarm intelligence. *Annals of Nuclear Energy*, 37, 2010.
- [62] J. H. Kim, S. Ho Park, and M. G. Na. Design of a model predictive load following controller by discrete optimization of control rod speed for pwr. *Annals of Nuclear Energy*, 71 :343–351, 2014.
- [63] S. Kirkpatrick, C. D. Gelatt, and M. P. Vecchi. Optimization by simulated annealing. *Science, New Series*, 220, No. 4598 :671–680, May 1983.
- [64] D. E. Knuth. *The Art of Computer Programming*, volume 3 : Sorting and Searching (2nd ed.). Addison-Wesley, 1998.
- [65] B.-I. Koh, A. D. George, R. T. Haftka, and B. J. Fregly. Parallel asynchronous particle swarm optimization. *International Journal of Numerical Methods Eng.*, 67 (4) :578–595, July 2006.
- [66] C.-C. Ku, K. Y. Lee, and R. M. Edwards. Improved nuclear reactor temperature control using diagonal recurrent neural networks. *IEEE Transactions on Nuclear Science*, 39 (6) :2298–2308, 1992.
- [67] J.-J. Lautard. La methode nodale de cronos : Minos - approximation par des elements mixtes duaux. *Note CEA-N-2763*, 1994.
- [68] C. Lemaignan. *Science des matériaux pour le nucléaire*. EDP Sciences, 2010.
- [69] A. Liefvooghe, B. Derbel, S. Verel, H. Aguirre, and K. Tanaka. Towards landscape-aware automatic algorithm configuration : preliminary experiments on neutral and rugged landscapes. In *EvoCOP*, Amsterdam, 2017.
- [70] A. Liefvooghe, S. Verel, L. Paquete, and J. K. Hao. Experiments on local search for bi-objective unconstrained binary quadratic programming. *under review*, 2014.
- [71] X.-J. Liu and C. W. Chan. Neuro-fuzzy generalized predictive control of boiler steam temperature. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 21 (4) :900–908, 2006.

- [72] M. López-Ib n ez, J. Dubois-Lacoste, T. St tzle, and Mauro Birattari. The Rpackage package, iterated race for automatic algorithm configuration. Technical Report TR/IRIDIA/2011-004, IRIDIA, Universit  Libre de Bruxelles, Belgium, 2011.
- [73] A. Mambrini and D. Izzo. Pade : A parallel algorithm based on the moea/d framework and the island model. *T. Bartz-Beielstein et al. : pp. , 2014.*, PPSN XIII 2014, LNCS 8672 :711–720, 2014.
- [74] B. Michel, C. Nonon, J. Sercombe, F. Michel, and V. Marelle. Simulation of pellet-cladding interaction with the pleiades fuel performance software environment. *Nuclear Technology*, 182 :124 – 137, May 2013.
- [75] N. Mladenovi  and E Hansen. Variable neighborhood search. *Computer. Ops Res.*, 24 (2), 1997.
- [76] H. Mühlenbein and G. Paa . From recombination of genes to the estimation of distribution i. binary parameters. *Lectures Notes in Computer Science 1141 : PPSN, IV* :178–187, 1996.
- [77] M. G. Na, I. J. Hwang, and Y. J. Lee. Design of a fuzzy model predictive power controller for pressurized water reactors. *IEEE Transactions on Nuclear Science*, 53 (3) :1504–1514, 2006.
- [78] A. J. Nebro and J. J. Durillo. A study of the parallelization of the multi-objective metaheuristic moea/d. *International Conference on Learning and Intelligent Optimization (LION 4)*, pages 303–317, 2010.
- [79] H. Niederreiter. Low-discrepancy and low-dispersion sequences. *Journal of Number Theory*, 30 :51–70, 1988.
- [80] OCDE. Examen des critères techniques de s ret  du combustible nucléaire. 2001.
- [81] L. Paquete, T. Schiavinotto, and T. St tzle. On local optima in multiobjective combinatorial optimization problems. *Annals of Operational Research*, 156 (1) :83–97, 2007.
- [82] Y. H. Park and N. Z. Cho. A compensator design controlling neutron flux distribution via observer theory. *Ann. nucl. Energy, Vol. 19, No. 9, pp. 513 525, 1992*, 19 (9) :513–525, 1992.
- [83] C. M. N. A. Pereira and C. M. F. Lapa. Coarse-grained parallel genetic algorithm applied to a nuclear reactor core design optimization problem. *Annals of Nuclear Energy*, 30, 2003.
- [84] C. M. N. A. Pereira and C. M. F. Lapa. Parallel island genetic algorithm applied to a nuclear power plant auxiliary feedwater system surveillance tests policy optimization. *Annals of Nuclear Energy*, 30, 2003.
- [85] J. R. Quinlan. Simplifying decision trees. *International Journal of Man-Machine Studies*, 27 (3), 1987.
- [86] I. Rechenberg. Cybernetic solution path of an experimental problem. *Royal Aircraft Establishment Library Translation*, 1965.
- [87] P. Reuss. *Précis de neutronique*. EDP Sciences, 2012.
- [88] J. R. Rice. The algorithm selection problem. *Advances in Computers*, 15 :65–118, 1976.
- [89] T. Robic and B. Filipic. Demo : Differential evolution for multiobjective optimization. *In Proceedings of the Third Conference on Evolutionary Multi-Criterion Optimization*, volume 3410 of Lecture Notes in Computer Science :520–533, 2005.

- [90] W. F. Sacco, C. R. E. De Oliveira, and C. M. N. A. Pereira. Two stochastic optimization algorithms applied to nuclear reactor core design. *Progress in Nuclear Energy, Vol. 48*, 2006.
- [91] W. F. Sacco, C. M. F. Lapa, C. M. N. A. Pereira, and C. R. E. De Oliveira. A niching genetic algorithm applied to a nuclear power plant auxiliary feedwater system surveillance tests policy optimization. *Annals of Nuclear Energy*, 33, 2006.
- [92] W. F. Sacco, C. M. F. Lapa, C. M. N. A. Pereira, and H. A. Filho. A metropolis algorithm applied to a nuclear power plant auxiliary feedwater system surveillance tests policy optimization. *Progress in Nuclear Energy, Vol. 50*, 2008.
- [93] R. Sanchez, J. Mondot, Z. Stankovski, A. Cossic, and I. Zmijarevic. Apollo II : A user-oriented, portable, modular code for multigroup transport assembly calculations. *Nuclear Sciences and Engineering*, 100 :352–362, 1988.
- [94] D. Schneider, F. Dolci, F. Gabriel, and J.-M. Palau. Apollo3[®] : CEA/DEN deterministic multi-purpose code for reactor physics analysis. *PHYSOR*, Sun Valley, IDAHO, May 1-5, 2016.
- [95] Y. Shimazu. Xenon oscillation control in large pwr's using a characteristic ellipse trajectory drawn by three axial offsets. *Nuclear Science and Technology*, 45-4 :257–262, 2008.
- [96] I.M. Sobol. Distribution of points in a cube and approximate evaluation of integrals. *U.S.S.R Comput. Maths. Math. Phys.*, 7 :86–112, 1967.
- [97] I.M. Sobol. Uniformly distributed sequences with an additional uniform property. *U.S.S.R Comput. Maths. Math. Phys.*, 16 :236–242, 1976.
- [98] P. F. Stadler. Fitness landscapes. In M. Lässig and Valleriani, editors, *Biological Evolution and Statistical Physics*, volume 585 of *Lecture Notes Physics*, pages 187–207. Springer-Verlag, 2002.
- [99] E. Thiemard. *Sur le calcul et la majoration de la discrédance à l'origine*. PhD thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2000.
- [100] I. Toumi, A. Bergeron, D. Gallo, E. Royer, and D. Caruge. FLICA-4 : a three-dimensional two-phase flow computer code with advanced numerical methods for nuclear applications. *Nuclear Engineering and Design*, 200 :139 – 155, 2000.
- [101] D. A. Van Veldhuizen, J. B. Zydallis, and G. B. Lamont. Considerations in engineering parallel multiobjective evolutionary algorithms. *IEEE TEC*, 7 (2) :144–173, 2003.
- [102] L. Vanneschi, M. Tomassini, P. Collard, S. Vérel, Y. Pirola, and G. Mauri. A comprehensive view of fitness landscapes with neutrality and fitness clouds. In *European Conference on Genetic Programming*, pages 241–250. Springer Berlin Heidelberg, 2007.
- [103] S. Verel. Apport à l'analyse des paysages de fitness pour l'optimisation mono-objective et multiobjective : Science des systèmes complexes pour l'optimisation par méthodes stochastiques. *Université du littoral Côte d'Opale <tel-01425127*, 2016.
- [104] S. Verel, A. Liefooghe, L. Jourdan, and C. Dhaenens. On the structure of multiobjective combinatorial search space : Mnk-landscapes with correlated objectives. *European Journal of Operational Research*, 227 :331–342, 2013.
- [105] C. Voudouris and E. Tsang. Guided local search and its application to the traveling salesman problem. *European Journal of Operational Research*, 113 :469–499, 1999.

- [106] M. Waintraub, R. Schirru, and C. M. N. A Pereira. Multiprocessor modeling of parallel particle swarm optimization applied to nuclear engineering problems. *Progress in Nuclear Energy*, 51, 2009.
- [107] E. D. Weinberger. Local properties of Kauffman’s NK model, a tuneably rugged energy landscape. *Phys. Rev. A*, 44 :6399–6413, 1991.
- [108] S. Wessing, G. Rudolph, and D. A. Menges. Comparing asynchronous and synchronous parallelization of the SMS-EMOA. *J. Handl et. al. (Eds.), Springer International Publishing, PPSN XIV*, 2016.
- [109] S. Wright. The roles of mutation, inbreeding, crossbreeding and selection in evolution. *Proceedings of the Sixth International Congress of Genetics*, 1 :356–366, 1932.
- [110] Ozemre A. Y. D rivation de l’équation de nordheim à partir de l’équation de diffusion. <http://www.journals.istanbul.edu.tr/iusfjm/article/viewFile/1023018389/1023017609>, 1963.
- [111] J. Ye and P. J. Turinsky. Pressurized water reactor core maneuvering utilizing optimal control theory. *Nuclear Science and Engineering*, 129 :97–123, 1998.
- [112] M.-S. Yim and J. M. Christenson. Application of optimal control theory to a load-following pressurized water reactor. *Nuclear Technology*, 100 (3) :361–377, Dec. 1992.
- [113] Q. Zhang and H. Li. Moea/d : A multiobjective evolutionary algorithm based on decomposition. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 11 :712–731, 2007.
- [114] E. Zitzler and S. K nzli. Indicator-based selection in multiobjective search. In *in Proc. 8th International Conference on Parallel Problem Solving from Nature (PPSN VIII)*, pages 832–842. Springer, 2004.
- [115] E. Zitzler and L. Thiele. Multiobjective evolutionary algorithms : A comparative case study and the strength pareto approach. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 3(4) :257–271, 1999.
- [116] E. Zitzler, L. Thiele, M. Laumanns, C. M. Fonseca, and V. Grunert da Fonseca. Performance assessment of multiobjective optimizers : An analysis and review. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 7(2) :117–132, 2003.



Éléments de neutronique

A.1 Principe de la production d'énergie nucléaire

Nous rappelons ici les bases de la production d'énergie nucléaire, en nous bornant à détailler la façon dont est produite l'énergie thermique, les grandeurs qui nous permettent de la caractériser, et les moyens théoriques mis à disposition pour la contrôler.

La cohésion de la matière résulte d'un équilibre à l'intérieur des noyaux atomiques (constitués de protons et de neutrons) entre des interactions attractives à courte portée (interactions fortes et faibles) d'une part, et la force coulombienne répulsive (car les protons qui sont les seules particules chargées du noyau sont de même signe) d'autre part. Ainsi cela se manifeste par un équilibre entre le nombre de neutrons et de protons au sein du noyau. Par exemple, un trop grand nombre de protons et la répulsion devient trop forte. Dans le cas où ce rapport entre le nombre de neutrons et de protons au sein du noyau est trop déséquilibré, un ajustement se fait, pour revenir à une configuration stable. On dit que le noyau est radioactif, et cet ajustement peut se faire entre autres par :

- conversion de proton en neutron ou réciproquement (radioactivité β^+ ou β^- respectivement)
- émission d'une particule alpha (deux neutrons et deux protons)
- émission d'un noyau d'un autre élément chimique (par exemple du brome ou du krypton, l'élément restant pouvant être alors de l'iode ou du xénon)

C'est ce dernier cas qui va nous intéresser dans le cadre la fission nucléaire. En effet, en plus des deux noyaux fils produits, il y a dégagement d'énergie thermique, et émission d'un certain nombre de neutrons. Ce nombre de neutrons est variable, et dépend du noyau qui a fissionné, et des noyaux fils produits. La fission de l'uranium 235 par exemple libère en moyenne 2.4 neutrons. Si certains noyaux fissionnent naturellement, il est beaucoup plus probable qu'ils le fassent après capture d'un neutron. Il a alors été possible d'envisager une réaction en chaîne : les neutrons produits par fission vont à leur tour engendrer une seconde génération de fission et donc de neutrons, et ainsi de suite.

On comprend ainsi l'intérêt de l'étude de la population de neutrons dans le réacteur. Si on note ν le nombre de neutrons produits par fission, et ω la probabilité qu'un neutron provoque une fission, le nombre de fissions évoluera comme les termes d'une suite géométrique de raison $k = \omega\nu$, appelé facteur de multiplication :

$$N \text{ fissions} \Rightarrow kN \text{ fissions} \Rightarrow k^2N \text{ fissions} \Rightarrow k^3N \text{ fissions} \Rightarrow \text{etc.}$$

Le comportement de la réaction en chaîne dépend alors fortement de ce facteur de multiplication :

- si $k > 1$, la réaction s'emballe
- si $k < 1$, la réaction s'étouffe

— si $k = 1$, la réaction s'auto-entretient, et est stable.

La première configuration est celle recherchée pour une arme nucléaire, la seconde ne présente que peu d'intérêt et la troisième est la configuration critique recherchée par les opérateurs de centrales pour un fonctionnement stable. Si on souhaite augmenter le niveau de puissance d'un réacteur, il faut momentanément rendre le réacteur légèrement sur-critique, et si on veut faire baisser sa puissance on passera à une configuration sous-critique. Il existe donc en pratique des méthodes pour contrôler finement ce coefficient de multiplication, et nous allons voir les différents leviers sur lesquels on peut agir pour le modifier. Avant tout, une connaissance minimale des phénomènes physiques en jeu ainsi que de leurs effets est nécessaire. Pour simplifier le problème dans un premier temps, on considérera un cœur infini, cela revient à négliger les fuites de neutrons hors du réacteur. On note alors k_∞ la constante de multiplication dans ce cas¹ (qui doit être supérieure à l'unité pour que le système puisse être critique).

Le bilan s'établit en partant d'une génération donnée, dans laquelle on trouve un nombre N de neutrons (disons 100), et en analysant les événements jusqu'à la génération suivante, donc en suivant le «parcours» des neutrons. C'est la formule des quatre facteurs² qui traduit cette analyse, et elle s'écrit :

$$k_\infty = \varepsilon p f \eta$$

Où les coefficients peuvent être interprétés de la façon suivante (on donne également les ordres de grandeur pour un REP1300) :

- le facteur de fission rapide, ε , est un facteur correctif qui prend en compte le fait que des neutrons rapides peuvent aussi engendrer une fission. ε vaut environ 1.07 et il y a donc $N\varepsilon \simeq 107$ neutrons qui abordent l'étape suivante.
- le facteur anti-trappe, p , comptabilise les neutrons qui échappent aux captures fertiles. En effet après sa production, le neutron est trop énergétique pour pouvoir à son tour engendrer une fission, et doit donc être ralenti (il devient alors thermique). Il peut, dans ce processus de ralentissement être absorbé par certains atomes composant le combustible ou le milieu environnant sans donner de fission : il est perdu. p représente la probabilité qu'un neutron émis traverse le domaine de ralentissement pour donner lieu à une fission. Il vaut environ 0.75, et il nous reste alors $N\varepsilon p \simeq 80$ neutrons.
- le facteur d'utilisation thermique, f , représente la probabilité que le neutron, une fois ralenti, soit capturé par un atome du combustible. Il pourrait en effet être absorbé par des éléments de structure, dans le modérateur ou par des poisons. Il vaut 0.92, ce qui veut dire que dans notre cas, $N\varepsilon p f \simeq 74$ neutrons vont effectivement provoquer une fission.
- le facteur de reproduction, η , est défini comme le nombre de neutrons émis par fission après capture d'un neutron thermique. C'est donc le produit de la probabilité que l'absorption donne une fission par le nombre moyen ν de neutrons émis par fission. Il vaut 1.78, et donc le nombre de neutrons qui vont servir à la génération suivante sont au nombre de $N\varepsilon p f \eta \simeq 131$.

1. on en déduira alors le facteur de multiplication effectif k_{eff} (en milieu fini et réaliste) en multipliant par une probabilité de non-fuite, notée P_{nl}

2. Noter qu'on ne l'utilise plus que dans un but pédagogique. Aux débuts de la neutronique cependant, elle servait réellement pour les calculs.

Ainsi, pour contrôler la réactivité du cœur, on peut insérer ou retirer des poisons neutroniques, c'est-à-dire qu'ils absorbent les neutrons et que ces derniers ne vont donc pas engendrer de fission. Il existe plusieurs types de matériaux absorbants, le plus efficace étant le bore 10, mais il existe aussi des alliages métalliques comme l'AIC (Argent Indium et Cadmium) ou l'acier inoxydable. L'insertion de ces poisons va diminuer la valeur du facteur f et donc le facteur de multiplication, en diminuant le nombre de neutrons absorbés utilement c'est-à-dire pour former une fission.   noter également qu'il existe des poisons que l'on ne contrôle pas, comme les produits de fission (xénon, iode, etc.), dont les concentrations évoluent au cours de l'exploitation, et dont il faut compenser l'anti-réactivité en permanence. La formule des quatre facteurs et donc la réactivité est aussi impactée par des effets ayant lieu au sein du réacteur comme des variations de température par exemple (on les appelle contre-réaction et la plupart d'entre elles sont stables, ce qui permet au cœur de s'autoréguler).

 tant donné que la réponse du système est exponentielle en fonction de k_{eff} , il faut pouvoir le contrôler et le mesurer finement, et on introduit pour cela la réactivité ρ définie par :

$$\rho = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}} 10^5$$

qui s'exprime en pcm (partie pour cent-mille), et qui vaut 0 lorsque k_{eff} vaut 1. Donc en contrôlant la réactivité à l'échelle du pcm, on contrôle le facteur de multiplication à 10^{-5} près. L'inconvénient de cette grandeur est qu'elle caractérise le cœur dans son ensemble, mais on sait que des incidents peuvent être dus à des h t rog nit s ou à des oscillations axiales ou radiales, pouvant engendrer des points chauds et donc des pics de puissance. D'autres grandeurs permettant d'améliorer notre connaissance de l'état du cœur ont donc été définies, et des capteurs spécifiques à l'intérieur du cœur sont donc installés pour pouvoir les mesurer.

A.2 Contre-réactions ayant lieu au sein du réacteur

Très schématiquement, l'état d'un cœur   un instant donné peut être caractérisé par quatre paramètres :

- sa réactivité ρ
- la puissance thermique P_{th} qu'il délivre
- la température du modérateur
- la température du combustible

L'évolution de la puissance est liée à la réactivité par les équations de la cinétique, la puissance produite influe sur la température, et la réactivité peut varier soit par action d'un opérateur, soit par les contre-réactions induites par des variations de température (effets de température). Nous allons nous attacher ici à décrire ces contre-réactions, et à comprendre les phénomènes physiques sous-jacents. Nous tenterons également d'étudier l'évolution des coefficients en fonction des variables dont ils dépendent.

De façon générale, un coefficient de température α est défini comme la dérivée de la réactivité par rapport à la température :

$$\alpha = \frac{d\rho}{dT} = -\frac{d\frac{1}{k_{eff}}}{dT}$$

et s'exprime donc en pcm par degré Celsius. Par commodité, on approxime ces coefficients par la dérivée logarithmique du facteur de multiplication effectif k_{eff} par rapport à la température :

$$\alpha = \frac{1}{k_{eff}} \frac{dk_{eff}}{dT}$$

Etant donné que le facteur de multiplication représente un rapport de taux de réaction, il peut s'exprimer comme un rapport entre des sections efficace microscopique, des flux et des concentrations. Ces trois éléments pouvant varier avec la température, il y a possiblement trois sortes d'effets de température contribuant au coefficient, et suivant que le matériau considéré soit liquide ou solide, le type d'effet prédominant ne sera pas le même. Ces trois type d'effets sont :

L'effet Doppler qui est lié à une variation des sections efficaces microscopiques due à l'agitation thermique des atomes. Cette agitation thermique modifie essentiellement la forme des résonances, et augmente ainsi l'absorption résonante des neutrons par les noyaux lourds du combustible (Uranium 238 notamment). Cet effet est donc associé principalement à la température du combustible, et joue un rôle primordial dans la mesure où c'est le plus rapide à intervenir, en raison de la rapidité de variation de la température du combustible en cas de variation de la puissance.

L'effet de dilatation a pour conséquence la variation des densités lorsque la température varie. Ce phénomène affecte tous les matériaux, mais concerne plus spécifiquement les liquides ou les gaz. Dans notre cas, c'est un effet qui est surtout lié au modérateur qui, en se dilatant va perdre de son pouvoir modérateur. C'est un effet qui présente une valeur importante en valeur absolue, mais qui est relativement lent en raison du temps nécessaire à la variation de la température du modérateur.

Les effets de spectre sont un peu plus complexes à analyser, et peuvent dépendre des deux autres effets. Pour les applications sur lesquelles nous nous focalisons, ces effets seront faibles, et nous ne rentrerons donc pas dans les détails.

Nous allons donc finalement considérer deux types d'effets principalement : l'effet Doppler et l'effet de dilatation. Par abus de langage, le premier sera utilisé pour parler de l'effet de température du combustible, et le second sera équivalent à un effet de la température du modérateur.

A.2.1 Effet Doppler

A.2.1.1 Origine du phénomène

L'effet Doppler tire son nom du fait qu'il soit lié à une variation de la vitesse relative entre les neutrons et les noyaux résonnants lorsque la température du combustible varie en raison de l'agitation thermique des noyaux. Les sections efficaces étant fonction de la vitesse relative, elles varient également. Dans le cas où la section efficace dépend peu de la vitesse (pour les hautes énergies), cet effet est peu important. En revanche, si l'on se trouve au voisinage d'un pic de résonance, une faible modification de la vitesse relative peut entraîner une modification importante de la section efficace. Ainsi, des neutrons présentant une vitesse proche de la vitesse pour laquelle la section efficace de capture présente une résonance ne seront pas absorbés si le noyau est immobile, puisque la vitesse relative est égale à la vitesse du neutron, mais le seront probablement si l'agitation thermique est importante, auquel cas la vitesse

relative pourrait être égale à la vitesse de résonnance. Cet effet n'est pas immédiat à calculer puisque la vitesse du noyau cible est variable en intensité et en direction (vibration autour de la position d'équilibre). La correction peut donc être variable en signe et en valeur absolue (la vitesse relative peut très bien s'approcher de la vitesse de résonnance mais peut aussi s'en éloigner). Il faut donc mener un calcul complet pour connaitre l'influence de l'agitation thermique, qui consiste en une convolution entre la fonction représentant la section efficace dans le système du centre de masse et le spectre des vitesses d'agitation thermique des noyaux cibles. C'est ce spectre d'agitation qui est compliqué à obtenir en pratique, et un certain nombre d'approximations sont nécessaires pour mener le calcul ([87]). Tous calculs faits, il apparaît que plus l'agitation thermique des noyaux est importante, et plus la probabilité d'absorption des neutrons sera grande. L'intégrale de résonnance reste en fait constante, mais la résonnance s'élargit et perd en amplitude. Cela se traduit dans le cas des REP par un coefficient Doppler négatif de l'ordre de -3 pcm par degré Celsius, signifiant que ce phénomène agit comme une contre-réaction (insertion d'anti-réactivité lorsque la puissance augmente et inversement).

A.2.1.2 Evolution du coefficient

L'effet Doppler intervenant lors du ralentissement des neutrons, le seul facteur de la formule des quatre facteurs qui peut être modifié par l'effet Doppler est le facteur anti-trappe (p). On peut ainsi approximer le coefficient Doppler grâce à la dérivée logarithmique du facteur anti-trappe, les dérivées logarithmiques des autres facteurs étant nulles :

$$\alpha_d = \frac{1}{p} \frac{dp}{dT}$$

Ce facteur s'écrit de manière classique en considérant un milieu homogène (il n'est pas difficile d'étendre le résultat à un milieu non-homogène) par ([87]) :

$$p \simeq \exp \left(- \int \frac{\Sigma_a(u)}{\xi(\Sigma_a(u) + \Sigma_s(u))} du \right)$$

avec Σ_a et Σ_s les sections efficaces macroscopiques d'absorption (par le combustible principalement) et de diffusion (par le modérateur principalement), ξ la perte logarithmique moyenne d'énergie par choc faisant passer le neutron de l'énergie cinétique E   l'énergie E' et qui s'écrit $\xi = \langle \ln(\frac{E'}{E}) \rangle$. Dans cette équation, la variable d'intégration u représente la léthargie, qui est utilisée par les neutroniciens car pratique, et qui est reliée à l'énergie cinétique des neutrons par :

$$u = \ln \left(\frac{E_{ref}}{E} \right)$$

avec E_{ref} une énergie de référence arbitraire permettant de normaliser la grandeur dans le logarithme. Pour des raisons de commodité et de facilité de calcul, les sections efficaces présentes dans la formule du facteur anti-trappe peuvent être remplacées par des sections efficaces effectives qui, multipliées au flux macroscopique, donnent le même taux de réaction que les sections efficaces réelles multipliées au flux réel (de structure fine). En effet, au niveau des résonnances, le flux réel subit d'importantes perturbations en raison de l'autoprotection. La section efficace effective et le flux macroscopique sont ainsi beaucoup plus réguliers que les sections efficace et flux réels et sont donc plus faciles à calculer. De là, on défini l'intégrale effective (I_{eff}), qui est définie comme l'intégrale sur tout le domaine des résonnances de la section efficace effective microscopique, et le facteur anti-trappe s'exprime donc :

$$p \simeq \exp\left(-\frac{N_a I_{eff}}{\xi \Sigma_s}\right)$$

avec N_a la densité volumique de noyaux d'absorbant. Cette formule du facteur anti-trappe représente bien la physique sous-jacente, puisqu'elle exprime le fait que la probabilité de non-absorption est une compétition entre l'absorption dans les résonances du combustible et le ralentissement par le modérateur, qui fait sortir le neutron de l'espace des phases correspondant aux absorptions résonnantes. Avec cette formule simplifiée, et en supposant que le facteur $\frac{N_a}{\xi \Sigma_s}$ varie peu avec la température, on peut écrire :

$$\alpha_d \simeq -\frac{N_a}{\xi \Sigma_s} \frac{dI_{eff}}{dT}$$

Les calculs montrent que l'intégrale effective augmente comme la racine carrée de la température, ce qui donne une variation en inverse de la racine carrée de la température du combustible pour le coefficient Doppler (sur la plage de températures considérées). Ce coefficient Doppler est appelé le coefficient Doppler-température. En fonctionnement normal, comme en fonctionnement accidentel, le facteur de point chaud, défini comme le rapport de la puissance linéique maximale et de la puissance linéique moyenne dépasse couramment 2, ce qui indique que les puissances locales, comme les températures, sont très hétérogènes. De plus, lorsque la puissance du cœur varie, la température au sein d'un crayon varie axialement et radialement, ce qui accentue encore les différences de températures locales. Tout ceci fait qu'il est très compliqué de déterminer le coefficient Doppler-température par l'expérience, et on préfère donc définir un coefficient Doppler-puissance, plus simple d'utilisation, et plus intuitif ([48]). Un calcul de thermique du combustible est alors nécessaire pour lier le niveau de puissance dans chaque maille à la température combustible au bord et au centre de la pastille. Ce calcul admettra pour conditions limites la température du fluide caloporteur à l'extérieur de la gaine, et une dérivée nulle de la température au centre (symétrie). Le profil de température au sein de la pastille dépend donc des conductivités de l'oxyde d'uranium, de la gaine, et du jeu entre la pastille et la gaine. Une fois le profil de température obtenu, on définit une température effective du combustible, puisque l'effet Doppler ne sera pas le même en périphérie et au centre de la pastille en raison de la différence de température. La température effective est déterminée à partir de la formule empirique de Rowlands, qui tient compte de ces différences, et permet de sous-pondérer les variations de température au centre (température plus élevée) par rapport à celles en surface de la pastille. On écrit :

$$T_{eff} = \frac{5}{9} T_{surface} + \frac{4}{9} T_{centre}$$

L'évolution de la température effective en fonction de la puissance et la connaissance théorique du coefficient Doppler-température nous permettent de calculer le coefficient Doppler-puissance, qui se situe aux alentours de -12 pcm par pour cent de la puissance nominale. La conductivité de la gaine est supposée constante au cours de l'avancement dans le cycle, mais les autres conductivités sont en revanche sensibles à l'évolution du combustible (fractionnement de la pastille et fermeture du jeu pastille-gaine). Ainsi, lorsque le taux de combustion augmente, deux phénomènes agissent de manière opposée :

- la diminution de la conductivité de l'oxyde d'uranium augmente l'écart entre la température au centre et celle en surface de la pastille, et accentue donc la montée en

température effective lorsque la puissance augmente. Cela a pour effet d'augmenter les contre-réactions par effet Doppler.

- l'amélioration du coefficient d'échange entre la pastille et la gaine en revanche tend à diminuer la température en surface du combustible, et tire donc le profil vers le bas, ce qui réduit les contre-réactions par effet Doppler.

On observe par des calculs simples ([48]) que lorsque le taux de combustion augmente, une même variation de puissance entraîne un écart entre la température au centre et la température en surface plus important, mais que la baisse de température globale engendrée par l'augmentation de la conductivité du jeu est pépondérante, diminuant au final la variation de température effective. Il apparaît de plus que l'évolution de la composition en noyaux lourds au cours de l'irradiation contribue mais de manière négligeable comparée aux deux autres effets. On en conclut que l'effet Doppler est de moins en moins important au fur et à mesure du cycle d'exploitation.

A.2.2 Effet modérateur

A.2.2.1 Origine du phénomène

Les effets de la variation de température du modérateur résultent principalement de la variation de la densité associée. Cette variation de la densité a de nombreux effets sur la formule des quatre facteurs. Ainsi, lorsque la température augmente :

- le spectre neutronique se durcit (déplacement vers les hautes valeurs d'énergies). Cet effet ne joue pas directement sur la réactivité, mais porte sur l'absorption, et a un effet sur les sections efficaces moyennes. En pratique cet effet est très faible, et nous le négligerons ici.
- les fuites neutroniques augmentent (diminution de la probabilité de non-fuite), qui joue également un rôle peu important et que nous négligerons également.
- la densité augmentant, les neutrons sont moins bien ralentis, et le facteur antitrappe p diminue (le dénominateur dans l'exponentielle de la formule du facteur diminue).
- le facteur d'utilisation thermique f est amélioré car il y aura moins de chances que le modérateur capture les neutrons de façon stérile.

Ce qui importe donc, c'est l'évolution du produit $p \times f$ à la suite d'une augmentation de température. Il est possible ([48]) d'étudier l'évolution de ces deux facteurs en fonction du rapport de modération (rapport entre le volume occupé par le modérateur divisé par le volume de combustible), et il apparaît que ce produit $p \times f$ présente une courbe en cloche, dont le maximum correspond à l'optimum de modération. Le rapport de modération choisi pour les REP est légèrement inférieur à l'optimum, et est tel qu'une augmentation de la température fasse diminuer le produit $p \times f$. Il s'agit en effet d'une exigence de sûreté que d'avoir un coefficient modérateur négatif. Cela permet d'assurer une contre-réaction permettant de stabiliser le cœur, en s'opposant à la cause qui a provoqué la variation de température et qui lui a donné naissance. Bien que cet effet soit relativement lent à apparaître, c'est un des plus importants puisqu'il permet l'adaptation naturelle de la puissance thermique à la puissance extraite au secondaire, et qu'il contribue fortement à l'auto-régulation du cœur lors de transitoires de puissance de faible amplitude. De plus, l'évolution de la température moyenne du fluide primaire est directement impactée par une variation de la puissance thermique car résultant des échanges avec le combustible dont la température évolue également avec la puissance thermique. Une variation de puissance se manifeste donc directement par une variation de réactivité via l'effet modérateur et qui tend à s'opposer à la variation de puissance. Durant

tout le cycle d'exploitation, du bore soluble est présent dans le fluide primaire, et toutes les conclusions que nous avons pu tirer jusqu'ici ne tiennent pas compte du bore. La section suivante s'attache donc à séparer les effets imputables à l'eau d'une part, et au bore soluble d'autre part, dans l'optique de quantifier les effets de l'avancement dans le cycle (diminution de la quantité de bore soluble).

A.2.2.2 Influence du Bore

Les concepteurs des REP ont choisi d'utiliser de l'acide borique en solution dans le circuit primaire pour compenser la baisse en réactivité au cours de l'avancement dans le cycle. Cette baisse naturelle de réactivité est due par exemple à l'usure du combustible, et peut dépasser la dizaine de milliers de pcm : un surcroît de réactivité de cette valeur est donc nécessaire en début de cycle, et à compenser par un poison qu'il faut retirer au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle. La répartition homogène dans le cœur de l'acide borique en fait pour cela un candidat idéal, dans la mesure où il ne perturbe pas la distribution de puissance. En revanche, étant en solution dans le modérateur, il ajoute une composante au coefficient de température du modérateur, qu'il faut savoir évaluer. De façon qualitative, une augmentation de la température de l'eau entraîne sa dilution et va retirer du cœur du réacteur une certaine quantité d'eau et donc de bore. Cette diminution de la quantité de bore dans le cœur augmente le facteur d'utilisation thermique, et ajoute une composante positive au coefficient de température du modérateur.

Si on suppose la population de neutrons thermiques comme mono-cinétique, le taux d'absorption dans une région i du cœur s'écrit $V_i \Sigma_{a,i} \Phi_i$, où V_i est le volume de la région i et $\Sigma_{a,i}$ et Φ_i sont respectivement la section efficace macroscopique d'absorption et le flux dans la région i . On peut ainsi écrire le facteur f qui représente la proportion de neutrons thermiques absorbés dans le combustible par :

$$f = \frac{V_c N_c \sigma_{a,c} \Phi_c}{V_c N_c \sigma_{a,c} \Phi_c + V_m N_m \sigma_{a,m} \Phi_m}$$

en ne considérant que le combustible et le modérateur (les éléments de structure ne sont pas pris en compte ici par exemple). Cette équation peut se réécrire, pour faciliter son utilisation, sous la forme :

$$\frac{1}{f} - 1 = \frac{V_m N_m \sigma_{a,m} \Phi_m}{V_c N_c \sigma_{a,c} \Phi_c}$$

Cette dernière forme est en effet pratique d'utilisation, puisqu'elle isole les rapports de volume (facteur de modération), de section efficace et de flux (facteur de désavantage). En négligeant la variation du facteur de désavantage, on obtient en différenciant la formule précédente :

$$\frac{1}{f} \frac{df}{dT} = -(1 - f) \frac{1}{N_m} \frac{dN_m}{dT}$$

On remarque alors premièrement que la dérivée logarithmique du facteur d'utilisation thermique est positive (f est inférieur à l'unité, et N_m décroît avec la température). Cela signifie que le facteur f tend à augmenter la valeur du coefficient de température modérateur. De plus, pour une variation de température donnée, cette contribution est proportionnelle à $1 - f$, c'est-à-dire environ proportionnelle à la section efficace d'absorption dans le modérateur (en supposant que l'absorption dans le combustible est majoritaire). On en déduit que si on

ajoute du bore dans l'eau, la dérivée logarithmique du facteur f augmente fortement, et il en est donc de même pour le coefficient de température du modérateur.

En l'absence de bore, la valeur de ce coefficient de température est très négatif (aux alentours de -35 pcm/ $^{\circ}$ C pour une température de 300° C), mais elle augmente fortement et atteint environ -5 pcm/ $^{\circ}$ C pour la même température, avec 1000 ppm de bore soluble. On en tire trois conclusions :

- il apparaît une limite sur la concentration en bore soluble admissible dans le cœur pour respecter les exigences de sûreté (coefficient de température modérateur strictement négatif),
- la valeur du coefficient de température augmente en valeur absolue lorsque l'avancement dans le cycle augmente (et que la concentration en bore décroît),
- la valeur de ce coefficient augmente en valeur absolue lorsque la température augmente, puisque la variation de la densité (et donc de N_m) provoquée par une variation de température donnée augmente lorsque la température augmente.

A.3 Mise en équation du transport des neutrons

En pratique, la propagation des neutrons est couplée à la transmutation des milieux dans lesquels ceux-ci se propagent. En effet, l'irradiation neutronique ainsi que les différentes températures présentent des variations spatiales et temporelles significatives : il s'ensuit que la composition en nucléides des milieux irradiés varie en espace et en temps. C'est pourquoi la neutronique traite deux équations fondamentales couplées, régissant dans l'espace et le temps le déplacement des neutrons pour l'une (l'équation de Boltzmann), et l'évolution des compositions isotopiques pour l'autre (l'équation de Bateman). Il convient tout d'abord d'introduire les notions de position $\vec{r}_i(t)$ et de vitesse $\vec{v}_i(t)$ de chaque particule i   un instant donné t . Ces grandeurs sont régies par les lois générales de la mécanique et de la physique nucléaire. On définit également la densité de neutrons $n(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t)$ par unité de volume en \vec{r} , par unité d'énergie E , par unité d'angle solide $\vec{\Omega}$ et   un instant t donné. De là, on définit le flux en phase par

$$\psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) = n(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) \cdot v(t)$$

représentant le nombre de neutrons de vitesse v traversant perpendiculairement une surface unité située en \vec{r} et de normale $\vec{\Omega}$, par unité d'énergie E et au temps t . Ainsi le flux scalaire $\phi(\vec{r}, E, t)$ est défini comme l'intégrale en angle du flux en phase :

$$\phi(\vec{r}, E, t) = \int_{\vec{\Omega}} \psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) d\vec{\Omega}$$

et le flux total $\Phi(\vec{r}, t)$ comme l'intégrale en énergie du flux scalaire :

$$\Phi(\vec{r}, t) = \int_E \phi(\vec{r}, E, t) dE$$

A.3.1 équation de Boltzmann

L'équation de Boltzmann régit le transport des neutrons dans le réacteur. On pourrait décrire l'interaction des neutrons avec la matière de façon quantique, mais pour le neutronicien, ces interactions sont considérées comme ponctuelles et instantanées, dont seules les

conséquences sont intéressantes. Suivant l'énergie du neutron considéré, et le noyau avec lequel il interagit, différents types de réactions sont envisageables : il peut être absorbé, diffusé, ou provoquer la fission du noyau. La probabilité de chaque réaction est caractérisée par une grandeur appelée section efficace microscopique. Entre deux collisions, les neutrons se déplacent comme des particules classiques non chargées, c'est-à-dire en ligne droite compte tenu de l'échelle spatiale considérée. L'équation de Boltzmann exprime alors le bilan du nombre de neutrons dans un volume élémentaire $D = \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$ de l'espace des phases autour du point $P = (\vec{r}, E, \vec{\Omega})$, et dans l'intervalle de temps dt autour de t . On donne ici une brève explication de son établissement, pour plus de détails voir [87] ou [38]. Les différents termes impliqués dans ce bilan sont :

- la disparition algébrique des neutrons du domaine D par fuite à travers les parois délimitant le volume élémentaire autour du point \vec{r} pendant dt :

$$-\vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) \cdot \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$$

- la disparition des neutrons du domaine D par absorption et diffusion, les absorptions les faisant disparaître et les diffusions les faisant passer à une autre énergie et dans une autre direction :

$$-\sum_k N_k(\vec{r}, t) \cdot \sigma_k(E) \cdot \psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) \cdot \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$$

avec $N_k(\vec{r}, t)$ la concentration du nucléide k au point \vec{r} et à l'instant t et $\sigma_k(E)$ la section efficace microscopique totale du nucléide k pour un neutron incident d'énergie E ,

- l'arrivée des neutrons dans le domaine D résultant des diffusions pendant dt . Il s'agit des neutrons qui avaient une énergie E' suivant une direction $\vec{\Omega}'$ et qui ont l'énergie E suivant $\vec{\Omega}$ après collision :

$$\sum_k N_k(\vec{r}, t) \int_0^\infty dE' \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \sigma_{s,k}(E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \psi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}', t) \cdot \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$$

avec $\sigma_{s,k}(E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega})$ la section efficace microscopique de transfert (scattering) lors d'une diffusion sur le nucléide k ,

- la source de neutrons prompts émis par fission induite ou par fission spontanée dans le domaine D et dans l'intervalle de temps dt :

$$\begin{aligned} \frac{1}{4\pi} \sum_k N_k(\vec{r}, t) \int_0^\infty dE' \nu_{p,k}(E') \cdot \sigma_{f,k}(E') \cdot \chi_{p,k}(E' \rightarrow E) \cdot \phi(\vec{r}, E', t) \cdot \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt \\ + \frac{1}{4\pi} \sum_k \nu_{p,f,s,k} \cdot \lambda_{f,s,k} \cdot N_k(\vec{r}, t) \chi_{p,f,s,k}(E) \cdot \vec{dr} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt \end{aligned}$$

avec $\nu_{p,k}(E')$ le nombre moyen de neutrons prompts émis à la suite d'une fission induite sur le nucléide k par un neutron incident d'énergie E' ; $\sigma_{f,k}(E')$ la section efficace microscopique de fission du nucléide k pour un neutron incident d'énergie E' ; $\chi_{p,k}(E' \rightarrow E)$ le spectre en énergie des neutrons prompts émis de manière isotrope à la suite d'une fission induite sur le nucléide k par un neutron incident d'énergie E' ; $\nu_{p,f,s,k}$ le nombre

moyen de neutrons prompts émis par fission spontanée du nucléide k ; $\lambda_{f_s,k}$ la constante de décroissance radioactive par fission spontanée du nucléide k et $\chi_{p,f_s,k}(E)$ le spectre des neutrons prompts émis de manière isotrope par fission spontanée du nucléide k ,

- La source de neutrons retardés émis par fission induite ou spontanée dans le domaine D et dans l'intervalle de temps dt . Ces neutrons proviennent de produits de fission radioactifs, dénommés précurseurs. Ces noyaux ont la propriété de décroître par la voie β^- en émettant un unique neutron :

$$\frac{1}{4\pi} \sum_k \lambda_{d,k} \cdot N_k(\vec{r}, t) \chi_{d,k}(E) \cdot d\vec{r} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$$

avec $\lambda_{d,k}$ la constante partielle de décroissance radioactive du nucléide k correspondant à la voie β^- ; $\chi_{d,k}(E)$ le spectre en énergie des neutrons retardés émis de manière isotrope par le nucléide k ,

- les sources de neutrons externes :

$$S_{ext}(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) \cdot d\vec{r} \cdot dE \cdot d\vec{\Omega} \cdot dt$$

Dans notre cas, le processus d'émission de neutrons lié à la fission spontanée des nucléides est négligeable, et on ne considérera pas de sources externes. Pour décrire l'évolution de la population de neutrons dans le réacteur, on cherche alors une solution de l'équation de Boltzmann, qui s'écrit avec ces hypothèses :

$$\begin{aligned} \frac{1}{v} \frac{\partial \psi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}', t)}{\partial t} + \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) + \sum_k N_k(\vec{r}) \cdot \sigma_k(E) \cdot \psi(\vec{r}, E, \vec{\Omega}, t) = \\ \sum_k N_k(\vec{r}) \int_0^\infty dE' \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \sigma_{s,k}(E' \rightarrow E, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \psi(\vec{r}, E', \vec{\Omega}', t) \\ + \frac{1}{4\pi} \sum_k N_k(\vec{r}) \int_0^\infty dE' \nu_{p,k}(E') \cdot \sigma_{f,k}(E') \cdot \chi_{p,k}(E' \rightarrow E) \cdot \phi(\vec{r}, E', t) \\ + \frac{1}{4\pi} \sum_k \lambda_{d,k} \cdot N_k(\vec{r}, t) \cdot \chi_{d,k}(E) \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

Le premier terme correspond à la variation temporelle du flux en phase, et est donc égal à la somme algébrique des productions et disparitions de neutrons.

A.3.2 Équations de Bateman

Les équations de Bateman sont les équations générales qui gouvernent l'évolution temporelle de la concentration $N_k(\vec{r}, t)$ des nucléides k au cours de l'irradiation, dérivant la encore du bilan entre production et disparition au point \vec{r} et pendant dt . Les nucléides k peuvent alors :

- apparaître par réactions nucléaires :

$$\sum_{m \neq k} \zeta_{m \rightarrow k}(\vec{r}, t) \cdot N_m(\vec{r}, t) \cdot dt$$

avec $\zeta_{m \rightarrow k}(\vec{r}, t)$ le taux de réaction microscopique relatif à la formation du nucléide k à partir du nucléide m ,

— apparaître par désintégration radioactive :

$$\sum_{m \neq k} \lambda_{m \rightarrow k} \cdot N_m(\vec{r}, t) \cdot dt$$

avec $\lambda_{m \rightarrow k}$ la constante de décroissance radioactive du nucléide m vers le nucléide k ,

— disparaître par réactions nucléaires :

$$-\zeta_k(\vec{r}, t) \cdot N_k(\vec{r}, t) \cdot dt$$

avec $\zeta_k(\vec{r}, t)$ le taux de réaction microscopique relatif à la disparition du nucléide k ,

— disparaître par désintégration radioactive :

$$-\lambda_k \cdot N_k(\vec{r}, t) \cdot dt$$

avec λ_k la constante de décroissance radioactive totale du nucléide k .

En écrivant les variations par unité de temps de tous les nucléides au point \vec{r} et au temps t , on arrive à un système d'équations couplées appelées équations de Bateman généralisées :

$$\begin{aligned} \frac{dN_k(\vec{r}, t)}{dt} = & - \zeta_k(\vec{r}, t) \cdot N_k(\vec{r}, t) - \lambda_k \cdot N_k(\vec{r}, t) \\ & + \sum_{m \neq k} \zeta_{m \rightarrow k}(\vec{r}, t) \cdot N_m(\vec{r}, t) + \sum_{m \neq k} \lambda_{m \rightarrow k} \cdot N_m(\vec{r}, t) \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

Ainsi, l'équation de Boltzmann et les équations de Bateman généralisées forment un système d'équations neutronique fermé, et il est possible de les résoudre numériquement. Cependant, les temps de calcul sont trop importants même avec les moyens de calcul actuels, et on a choisi de simplifier le problème dans le cadre de cette étude. Dans un premier temps, nous supposons que sur les temps considérés, l'évolution des concentrations des nucléides est négligeable. On considérera donc uniquement l'évolution des précurseurs, qui sont la source principale des neutrons retardés. On note P l'ensemble de ses précurseurs, à distinguer de l'ensemble F des nucléides fissiles, et C_p la concentration du précurseur p . Ainsi, on peut modifier les équations de Bateman en :

$$\frac{dC_p(\vec{r}, t)}{dt} = -\lambda_{d,p} \cdot C_p(\vec{r}, t) + \sum_{k \in F} N_k(\vec{r}) \cdot \beta_p^{(k)} \int_0^\infty dE' \nu_{t,k}(E') \cdot \sigma_{f,k}(E') \cdot \phi(\vec{r}, E', t) \quad (\text{A.3})$$

Dans cette équation, $\lambda_{d,p}$ représente la constante partielle de décroissance radioactive du précurseur p correspondant à la voie β^- , $\nu_{t,k}(E')$ représente le nombre total de neutrons émis lors d'une fission induite par un neutron incident d'énergie E' sur le nucléide k et $\beta_p^{(k)}$ est la proportion de neutrons retardés issus de cette fission sur k . Ainsi, le dernier terme correspond au nombre de précurseurs produits par la fission induite sur le nucléide k , sachant que chaque neutron retardé produit provient d'un précurseur. On trouve dans la littérature [38] une paramétrisation en temps de l'émission des neutrons retardés : pour chaque noyau fissile $k \in F$, on regroupe les processus d'émission par les précurseurs en familles notées (k, i) . À chaque famille sont associées une constante de décroissance radioactive moyenne pondérée $\lambda_i^{(k)}$ et une proportion de neutrons retardés $\beta_i^{(k)}$. La concentration des précurseurs de la famille (k, i) est notée $C_i^{(k)}$ et elle est donnée par l'équation :

$$\frac{dC_i^{(k)}(\vec{r}, t)}{dt} = -\lambda_i^{(k)} \cdot C_i^{(k)}(\vec{r}, t) + N_k(\vec{r}) \cdot \beta_i^{(k)} \int_0^\infty dE' \nu_{t,k}(E') \cdot \sigma_{f,k}(E') \cdot \phi(\vec{r}, E', t) \quad (\text{A.4})$$

Grâce à cette paramétrisation, on peut réécrire le dernier terme de l'équation de Boltzmann correspondant à la source de neutrons retardés sous la forme :

$$\frac{1}{4\pi} \sum_{k \in F} \sum_i \lambda_i^{(k)} \cdot C_i^{(k)}(\vec{r}, t) \cdot \chi_{d,i}^{(k)}(E)$$

où $\chi_{d,i}^{(k)}(E)$ est la proportion de neutrons retardés de la famille (k, i) émis à l'énergie E .

A.3.3 Equation de la diffusion

Les méthodes de résolution de l'équation du transport type S_N ou SP_N sont décrites dans [38], et sont encore trop coûteuse en temps de calcul et en ressources pour pouvoir être utilisée dans notre exercice d'optimisation. Nous nous attacherons donc, à simplifier l'équation de Boltzmann pour arriver à l'équation de la diffusion. Pour cela, on développe la dépendance angulaire du flux sur la base des harmoniques sphériques. L'approximation consiste alors à tronquer le développement aux deux premiers termes, c'est-à-dire à supposer que le flux est au plus linéaire en fonction de la direction :

$$\psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega}) \simeq \frac{1}{4\pi} \phi_g(\vec{r}) + \frac{3}{4\pi} \vec{J}_g(\vec{r}) \cdot \vec{\Omega} \quad (\text{A.5})$$

Pour alléger les notations, on définit également les sections efficaces macroscopiques : pour une espèce k , elle est notée Σ_k et est définie par : $\Sigma_k(\vec{r}, E, t) = N_k(\vec{r}, t) \cdot \sigma_k(E)$ (N_k étant la concentration de l'espèce k , et σ_k la section efficace microscopique correspondante). Cette section efficace macroscopique correspond donc à une probabilité de collision par unité de longueur.

L'équation (A.1) se réécrit donc en stationnaire, pour un groupe énergétique g donné³, et en homogénéisant le milieu (c'est-à-dire en pondérant les sections efficaces microscopiques par les concentrations des isotopes) :

$$\underbrace{\vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega})}_{\textcircled{1}} + \underbrace{\Sigma^g(\vec{r}) \cdot \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega})}_{\textcircled{2}} = \underbrace{\int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \Sigma_s^g(\vec{r}, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega}')}_{\textcircled{3}} + \underbrace{\frac{1}{4\pi} \sum_{g'} \nu_{g'} \cdot \Sigma_f^{g'}(\vec{r}) \cdot \phi_{g'}(\vec{r})}_{\textcircled{4}} \quad (\text{A.6})$$

La contribution des neutrons retardés (précurseurs) a été négligée dans cette équation. La notation ν_g représente donc le nombre moyen de neutrons prompts produits lors de la fission par le groupe g . Donc pour avoir le flux scalaire stationnaire (correspondant au groupe énergétique donné), on intègre l'équation (A.6) sur $\vec{\Omega}$, en utilisant la formulation (A.5) du flux, et les propriétés suivantes :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega} = 4\pi; \quad \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \cdot \vec{\Omega} = 0; \quad \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \cdot \vec{\Omega}^2 = \frac{4\pi}{3}; \quad \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \cdot \vec{\Omega}^3 = 0$$

Explicitons les quatre termes de cette équation. Le premier terme se simplifie en :

3. Les sections efficaces sont fortement dépendantes de l'énergie, et il serait trop coûteux de vouloir résoudre le problème avec une évolution continue. On discrétise donc le problème en plusieurs groupes énergétiques, rendant ainsi les sections efficaces constantes par paliers.

$$\begin{aligned}
\int_{4\pi} d\vec{\Omega}\{\textcircled{1}\} &= \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega}) \\
&= \frac{1}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r}) + \frac{3}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \cdot \vec{\nabla} (\vec{J}_g(\vec{r}) \cdot \vec{\Omega}) \\
&= 0 + \frac{3}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega}^2 \vec{\nabla} \cdot \vec{J}_g(\vec{r}) \\
&= \vec{\nabla} \cdot \vec{J}_g(\vec{r})
\end{aligned}$$

Le second terme est évident et s'écrit :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega}\{\textcircled{2}\} = \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega}) = \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r})$$

Le troisième terme devient :

$$\begin{aligned}
\int_{4\pi} d\vec{\Omega}\{\textcircled{3}\} &= \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \Sigma_s^g(\vec{r}, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \psi_g(\vec{r}, \vec{\Omega}') \\
&= \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \Sigma_s^g(\vec{r}, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \left(\frac{1}{4\pi} \phi_g(\vec{r}) + \frac{3}{4\pi} \vec{J}_g(\vec{r}) \cdot \vec{\Omega}' \right) \\
&= \frac{1}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \Sigma_s^g(\vec{r}, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \cdot \phi_g(\vec{r}) \\
&= \Sigma_s^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r}) \text{ (en supposant la diffusion isotrope)}
\end{aligned}$$

Et le quatrième terme est lui aussi évident, et il s'écrit :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega}\{\textcircled{4}\} = \frac{1}{4\pi} \sum_{g'} \nu_{g'} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \Sigma_f^{g'}(\vec{r}) \cdot \phi_{g'}(\vec{r}) = \sum_{g'} \nu_{g'} \cdot \Sigma_f^{g'}(\vec{r}) \cdot \phi_{g'}(\vec{r})$$

On obtient finalement :

$$\vec{\nabla} \cdot \vec{J}_g(\vec{r}) + \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r}) = \Sigma_s^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r}) + \sum_{g'} \nu_{g'} \cdot \Sigma_f^{g'}(\vec{r}) \cdot \phi_{g'}(\vec{r}) \quad (\text{A.7})$$

$\vec{J}_g(\vec{r})$ représente donc ici le courant de neutrons traversant une surface unité située en \vec{r} .

Pour pouvoir résoudre l'équation (A.7), il nous faut une autre relation entre le courant de neutrons et le flux scalaire. On procède de la même façon que précédemment, en repartant de l'équation (A.6) et en la multipliant par $\vec{\Omega}$ avant de l'intégrer sur les angles.

La encore, détaillons les différents termes.

$$\begin{aligned}
\int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega}\{\textcircled{1}\} &= \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega}^2 \vec{\nabla} \cdot \left(\frac{1}{4\pi} \phi_g(\vec{r}) + \frac{3}{4\pi} \vec{J}_g(\vec{r}) \cdot \vec{\Omega} \right) \\
&= \frac{1}{3} \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r}) + \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega}^3 \vec{\nabla} \cdot \vec{J}_g(\vec{r}) \\
&= \frac{1}{3} \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r}),
\end{aligned}$$

Le deuxième terme est trivial :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \{\textcircled{2}\} = \frac{3}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega}^2 \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \vec{J}_g(\vec{r}) = \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \vec{J}_g(\vec{r}),$$

Pour ce qui est du troisième terme, on écrit :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \{\textcircled{3}\} = \frac{3}{4\pi} \int_{4\pi} d\vec{\Omega} \int_{4\pi} d\vec{\Omega}' \vec{\Omega} \cdot \vec{\Omega}' \Sigma_s^g(\vec{r}, \vec{\Omega}' \rightarrow \vec{\Omega}) \vec{J}_g(\vec{r})$$

et on note $\mu_0 = \vec{\Omega} \cdot \vec{\Omega}'$ le cosinus de l'angle de diffusion. Ainsi, ce terme s'écrit :

$$\int_{4\pi} d\vec{\Omega} \vec{\Omega} \{\textcircled{3}\} = \bar{\mu}_0 \cdot \Sigma_s^g(\vec{r}) \cdot \vec{J}_g(\vec{r})$$

avec $\bar{\mu}_0$ le cosinus moyen de l'angle de diffusion, et en supposant toujours ici une diffusion isotrope. Le dernier terme est évident, et il est nul. On obtient donc comme seconde équation :

$$\vec{J}_g(\vec{r}) = -\frac{1}{3\Sigma_{tr}^g(\vec{r})} \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r}) = -D_g(\vec{r}) \cdot \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r}) \quad (\text{A.8})$$

On retrouve la loi de Fick, avec D_d le coefficient de diffusion correspondant au groupe g . Σ_{tr}^g correspond a une section efficace macroscopique de transport pour le groupe g , et est défini par $\Sigma_{tr}^g(\vec{r}) = \Sigma^g(\vec{r}) - \bar{\mu}_0 \Sigma_s^g(\vec{r})$. On peut ainsi remplacer \vec{J}_g par son expression (A.8) dans (A.7) pour obtenir une nouvelle formulation de l'équation de la diffusion, que l'on peut résoudre :

$$-\vec{\nabla} \cdot (D_g(\vec{r}) \cdot \vec{\nabla} \phi_g(\vec{r})) + \Sigma^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r}) = \Sigma_s^g(\vec{r}) \cdot \phi_g(\vec{r}) + \sum_{g'} \nu_{g'} \cdot \Sigma_f^{g'}(\vec{r}) \cdot \phi_{g'}(\vec{r}) \quad (\text{A.9})$$



Eléments thermomécaniques autour de l'IPG

B.1 Présentation du risque et moyens de calcul

Le risque de rupture de la gaine par interaction entre la pastille et la gaine (IPG) vient de la différence de comportement entre le combustible et la gaine lorsqu'ils sont soumis à irradiation sous contraintes, ou à des variations des conditions de fonctionnement (flux neutronique, température) qui peuvent être induits par des variations de puissance. Ces comportements sont connus ([10, 68]) à priori, mais l'évaluation de ce risque est extrêmement complexe en raison de la quantité importante de facteurs à prendre en compte. Il est néanmoins au cœur de nombreuses études depuis quelques années, et il est possible de discréditer un mode de pilotage complet si les études ne permettent pas de montrer que le risque est absent. Il est donc primordial de pouvoir l'évaluer lors de l'établissement d'un nouveau mode de pilotage. La première voie est expérimentale, mais est honoreuse, et peut de plus ne pas refléter parfaitement la réalité des conditions de fonctionnement. La seconde possibilité consiste à l'évaluer par le calcul. Il s'agit dans ce cas d'un véritable défi dans le sens où cette problématique se trouve à mi-chemin entre toutes les disciplines impliquées dans un calcul de cœur. En effet, le flux neutronique et la puissance thermique doivent être connus pour résoudre les équations de thermo-mécanique, ainsi que celles de thermo-hydraulique. Par contre-réaction, les températures du modérateur et du combustible vont alors influencer sur la neutronique. Pour déterminer la température du combustible, la condition limite au bord de la pastille est nécessaire, et elle dépend de la température du fluide et de l'épaisseur du jeu pastille-gaine (ainsi que de sa composition). Finalement, la modification de la forme de la gaine peut modifier les conditions d'écoulement du modérateur, et influencer sur la thermo-hydraulique. On comprend bien que pour résoudre ce type de problème, des couplages importants entre ces différentes disciplines sont indispensables. Il existe un code de thermo-mécanique développé au CEA dédié au calcul du comportement du combustible et qui intègre toutes ces composantes du couplage. Il s'agit du code ALCYONE. Nous présentons brièvement la façon dont ce code réalise ces couplages à l'échelle d'un crayon, et l'enchaînement des calcul est donc présenté sur la figure B.1.

La partie neutronique consiste en la résolution couplée des équations de Boltzmann et de Bateman, et permet de déterminer la distribution de puissance volumique dans chaque pastille. Le calcul thermohydraulique permet la détermination de la température du fluide au contact de la gaine, ainsi que les coefficients de transfert thermique entre le fluide et la gaine. Pour cela, un modèle d'écoulement diphasique homogène est utilisé, et la condition limite de ce modèle est la température en entrée de cœur. La température du fluide primaire est alors utilisée comme condition limite pour l'équation de la chaleur qui donne le profil de température à l'intérieur de la pastille (avec terme source qui est celui déterminé par la neutronique). Vient ensuite la partie mécanique, qui est la modélisation intégrant les comportements non-linéaires

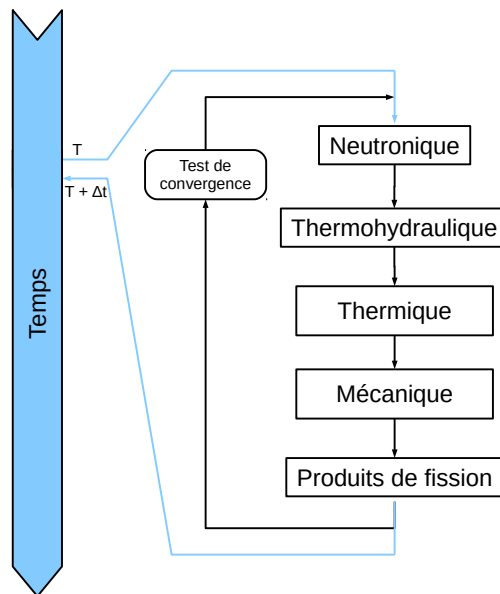


FIGURE B.1 – Principe du couplage entre les différentes composantes du calcul dans le code Alcyone.

de la pastille, de la gaine et du contact entre ces deux éléments, couplée au comportement physico-chimique du combustible sous irradiation (gonflement/densification de la pastille, libération de gaz de fission). Ceci permet d'obtenir le champ de contraintes dans la pastille et dans la gaine. Le lecteur peut se reporter à [74] pour plus de précisions.

B.2 Illustration sur un cas simple

Comme nous l'avons dit plus haut, le phénomène d'interaction entre la pastille et la gaine intervient en situation transitoire, mais il est également présent naturellement lors de l'avancement dans le cycle. En fonctionnement nominal, le jeu introduit initialement lors du rechargement combustible va progressivement se fermer, d'une part parce que le diamètre de la pastille augmente et d'autre part parce que le diamètre de la gaine se réduit. Le risque d'interaction pastille-gaine et donc d'autant plus présent que l'avancement dans le cycle est grand. En fonctionnement prolongé à puissance nominale (quelques jours suffisent), un équilibre est atteint, et les contraintes dans la gaine et dans le combustible se stabilisent (il y a relaxation) et on dit alors que le combustible est conditionné.

Pour se fixer les idées, cette fermeture du jeu intervient après un peu moins de 10 mois d'irradiation à puissance constante pour les crayons subissant la puissance linéique la plus élevée. La Figure B.2 représente, pour la tranche axiale la plus sollicitée (au milieu du cœur) du crayon subissant la plus importante puissance linéique moyenne (environ 260 W/cm sur toute la hauteur), l'évolution des rayons du combustible et de la gaine, ainsi que des températures en surface de la pastille et interne gaine durant une phase d'irradiation en base, pendant un peu plus d'un cycle et demi (30 mois). Bien évidemment cela n'est pas réaliste, puisque au bout des 18 premiers mois le combustible doit subir un rechargement, mais cela permet de donner

une idée du comportement du combustible durant ces phases d'irradiation constante.

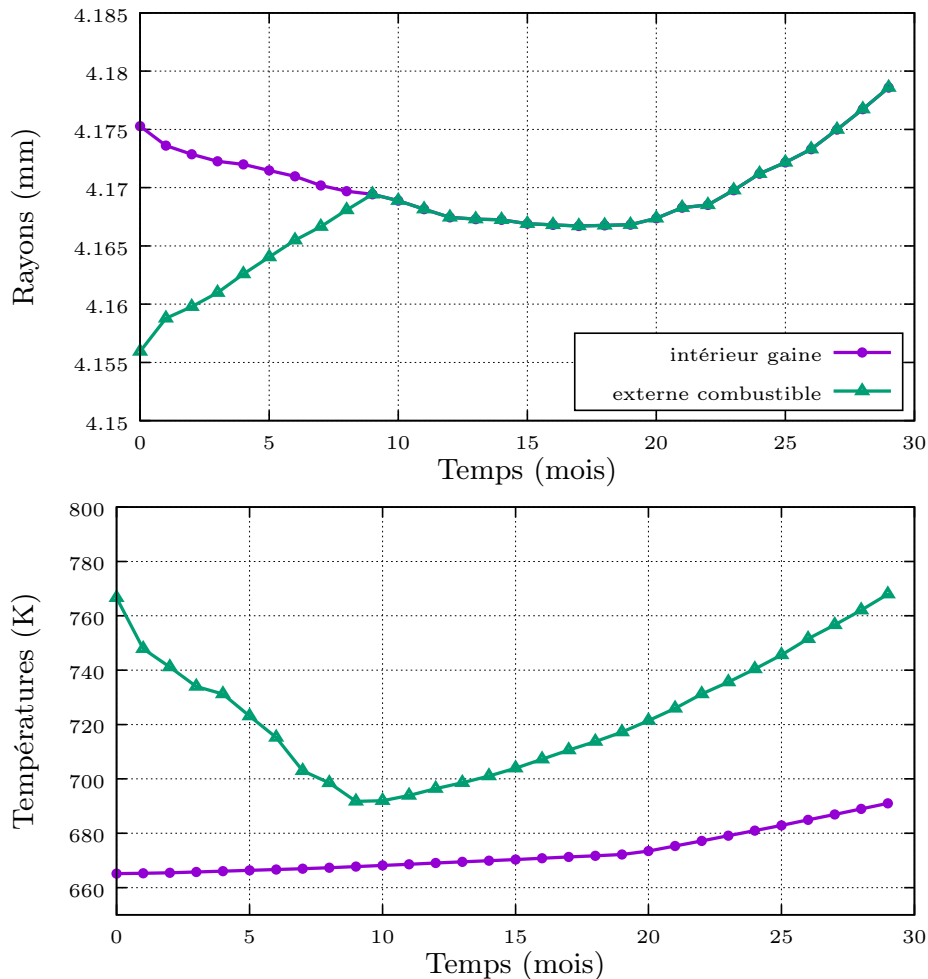


FIGURE B.2 – Evolution des rayons interne gaine et externe combustible ainsi que des températures correspondantes lors d'un fonctionnement en base à puissance nominale pour la tranche axiale la plus sollicitée du crayon subissant la plus importante puissance linéique moyenne.

On peut voir que malgré le fait que la puissance soit constante, les différents paramètres caractérisant le combustible et la gaine évoluent tout au long de l'irradiation. Les comportements de la pastille et de la gaine sont en accord avec la théorie, puisque le rayon de la gaine diminue par fluage thermique et d'irradiation. On rappelle que le fluage est la déformation irréversible d'un matériau soumis à une contrainte, et qu'il peut être accentué par des effets de température ou de flux neutronique. Pour que la gaine flue cependant, il faut lui appliquer une contrainte, et dans notre cas cette contrainte résulte de la différence de pression entre le circuit primaire (155 bar) et l'intérieur du crayon (50 bar). De plus, on observe que le rayon de la pastille de combustible augmente lui aussi, par gonflement (modification du réseau cristallin provoqué par le flux neutronique) et accumulation des produits de fission, mais également par fissuration de la pastille. Au final, le jeu pastille-gaine se ferme progres-

sivement jusqu'au contact entre la pastille et la gaine. Cette fermeture du jeu présente un effet sur les échanges thermiques entre la pastille et la gaine puisque le gaz inerte (argon) présent initialement dans le jeu et présentant un coefficient d'échange thermique faible laisse place à un contact direct. La température de la gaine étant principalement déterminée par la température du caloporteur, elle varie peu. En revanche, au fur et à mesure que la pastille se rapproche, sa température décroît pour tendre vers la température de la gaine (vrai si le contact est parfait). Une fois le jeu pastille-gaine fermé, la température de surface du combustible se stabilise avant d'augmenter, notamment par effet « rim » (accumulation de plutonium en périphérie du combustible, ce qui entraîne une augmentation de réactivité et donc de température à cet endroit). De plus, cela crée des porosités dans cette zone, ce qui dégrade l'échange de chaleur entre le combustible et le caloporteur. On observe effectivement que la différence entre la température de surface de la pastille et la température interne de la gaine augmente. Après une phase de légère diminution lors du contact avec la gaine, et après stabilisation, le rayon du combustible va poursuivre son augmentation par dilatation thermique, et imposer une contrainte sur la gaine. Toujours par fluage neutronique et thermique, le rayon de cette dernière va donc suivre l'évolution du rayon de la pastille.

B.3 Cas des suivis de charge

Un cas particulièrement sollicitant est le cas des suivis de charge. Les variations de puissances sont telles dans ce cas que l'interaction entre la pastille et la gaine peut provoquer une rupture, si certaines conditions ne sont pas respectées. La Fig. B.3 illustre les comportements possibles dans différents cas de variation de puissance.

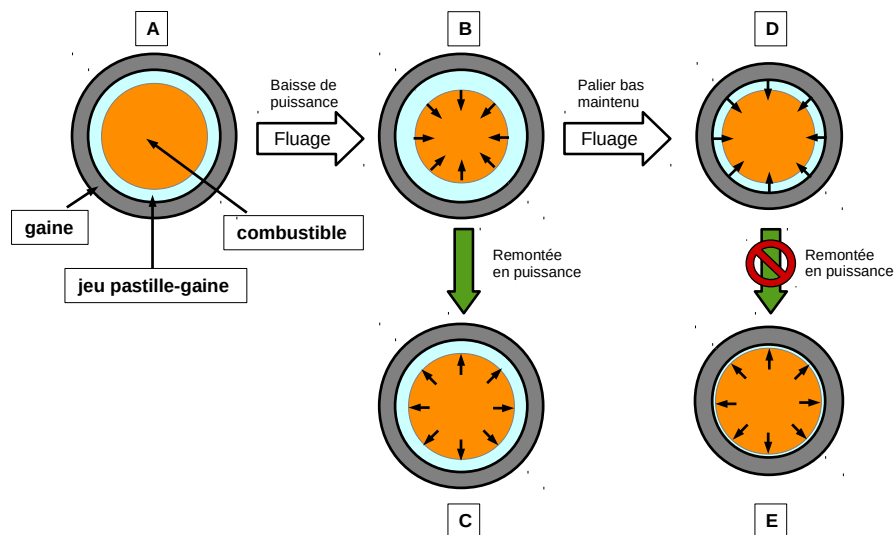


FIGURE B.3 – Illustration du risque IPG pour différents scénarios de transitoire de puissance.

Supposons que l'on parte d'un cas peu pénalisant (A) ou le jeu est ouvert (début de cycle). La baisse de puissance (B) s'effectue dans un premier temps sans problème, puisque la pastille se contracte alors que le diamètre de la gaine reste constant, ce qui augmente le jeu. En effet, il est connu ([10, 68]) que les temps caractéristique d'évolution de la pastille

sont plus courts que ceux de la gaine. Si une remontée en puissance est r ealis ee suffisamment t ot apr es la baisse (*C*), le combustible n'aura pas eu le temps de se d econditionner (c'est  a dire que la gaine n'aura pas eu le temps de fluer) et la pastille reprend donc sa place initiale lors de la remontée : le retour en puissance peut se faire instantan ement. Si, en revanche, le palier  a puissance r eduite se maintient (*D*, on parle de fonctionnement prolongée  a puissance interm ediaire [FPPI]), la gaine va fluer  a son tour et va recoller  a la pastille, r eduisant le jeu. Le combustible est alors d econditionn e, et si la remontée en puissance s'effectue de façon brutale (*E*), la taille de la pastille augmente par fluage et le jeu se ferme compl etement. De fortes contraintes peuvent alors être exerc ees sur la gaine qui peut rompre.

La Fig. B.4 pr esente l'évolution des rayons externe combustible et int erieur gaine ainsi que la contrainte subie par la gaine lors d'un transitoire de suivi de charge classique. Les valeurs trac ees correspondent ici encore  a la tranche pr esentant la puissance lin eique la plus  lev ee (et donc la variation de puissance lin eique la plus importante) pour le crayon le plus chaud. Par convention, une valeur n egative de la contrainte indique que la gaine est en compression, c'est- a-dire que la force entrainant cette contrainte agit de l'ext erieur de la gaine vers l'int erieur, et va donc avoir tendance  a diminuer son rayon. Le jeu est en g en eral ouvert dans ce cas-l a (ou alors la contrainte qu'exerce la pastille est faible), et la contrainte observ ee est due au diff erentiel de pression entre l'int erieur et l'ext erieur de la gaine. Au contraire, une valeur positive de la contrainte indique que la gaine est en traction, la force entrainant cette contrainte agit alors de l'int erieur de la gaine vers l'ext erieur. Cela indique que le jeu est fermée et c'est le combustible qui impose une contrainte sur la gaine. C'est le cas qui sera sollicitant pour la gaine, et qui nous int eressera pour la probl ematique du risque IPG, car c'est dans ce cas l a que la gaine est susceptible de se fissurer.

On remarque que la valeur de la contrainte évolue de façon tr es similaire  a la puissance lin eique. En effet, lors d'un passage d'un palier haut  a un palier bas, la puissance et donc les temp eratures diminuent. Comme attendu, la dilatation thermique a un impact plus important sur le combustible que sur la gaine, ce qui provoque l'ouverture du jeu. La contrainte en traction sur la gaine diminue progressivement jusqu' a ce que le jeu s'ouvre, puis passe en compression lorsque la pastille se d ecolle de la gaine. Au contraire, lors de la remontée en puissance, les temp eratures remontent. Cela entraine, par processus inverse, la refermeture progressive du jeu. La contrainte en compression sur la gaine diminue alors par augmentation de la pression interne du crayon et, au moment o u la pastille recolle  a la gaine, la contrainte repasse en traction en raison de la force de contact qu'applique la pastille sur la gaine. La contrainte est maximale au moment de la fermeture du jeu car la pastille applique à ce moment-l a une force importante sur la gaine. Par fluage, le rayon de la gaine s'adapte, et la contrainte se relaxe progressivement. Cette relaxation n'est pas visible sur la figure, puisque se faisant sur un temps plus long.

Ce comportement est bien compris, et semble intuitif, mais nous savons que l' etat initial du combustible y joue un r ole particuli erement important. En effet, suivant l'épuisement du combustible, les vitesses de dilatation/compression vont être diff erentes (les r eseaux cristallins, les propri etes m ecaniques des pastilles et des gaines, ainsi que la quantit e de gaz de fission étant diff erents). Apr es une étude param etrique concernant le taux de combustion et l'amplitude de variation de puissance, il apparaît qu'un simple transitoire de suivi de charge comme celui pr esent e plus haut ne pr esente aucun danger du point de vue du risque IPG.

D'apr es ces r esultats, la contrainte est effectivement plus  lev ee lorsque le taux de combustion ou la puissance du palier haut augmente car plus la puissance est  lev ee, plus l'effet « rim » est important, plus la surface du combustible est chaude et plus la formation de produits

de fission est importante. Cela entraîne une dilatation du combustible plus prononcée et finalement une contrainte plus forte sur la gaine. Une augmentation du burnup entraîne quant à elle une augmentation de la concentration des produits de fission, de la température, et donc du rayon du combustible et de la contrainte. On obtient, pour une valeur de puissance linéique sur le palier haut de 284 W/cm et un burnup initial proche du maximum autorisé (ce qui n'est pas envisageable dans la pratique puisque les centrales ne peuvent faire du suivi de charge que pendant une période restreinte), une contrainte maximale de 114,37 MPa, à comparer à la limite technologique mesurée sur site de 500 MPa. Pour que la problématique IPG soit présente, il est donc nécessaire de considérer des transitoires accidentels initiés aléatoirement depuis le transitoire de suivi de charge, mais ce n'est pas l'objet de cette étude.

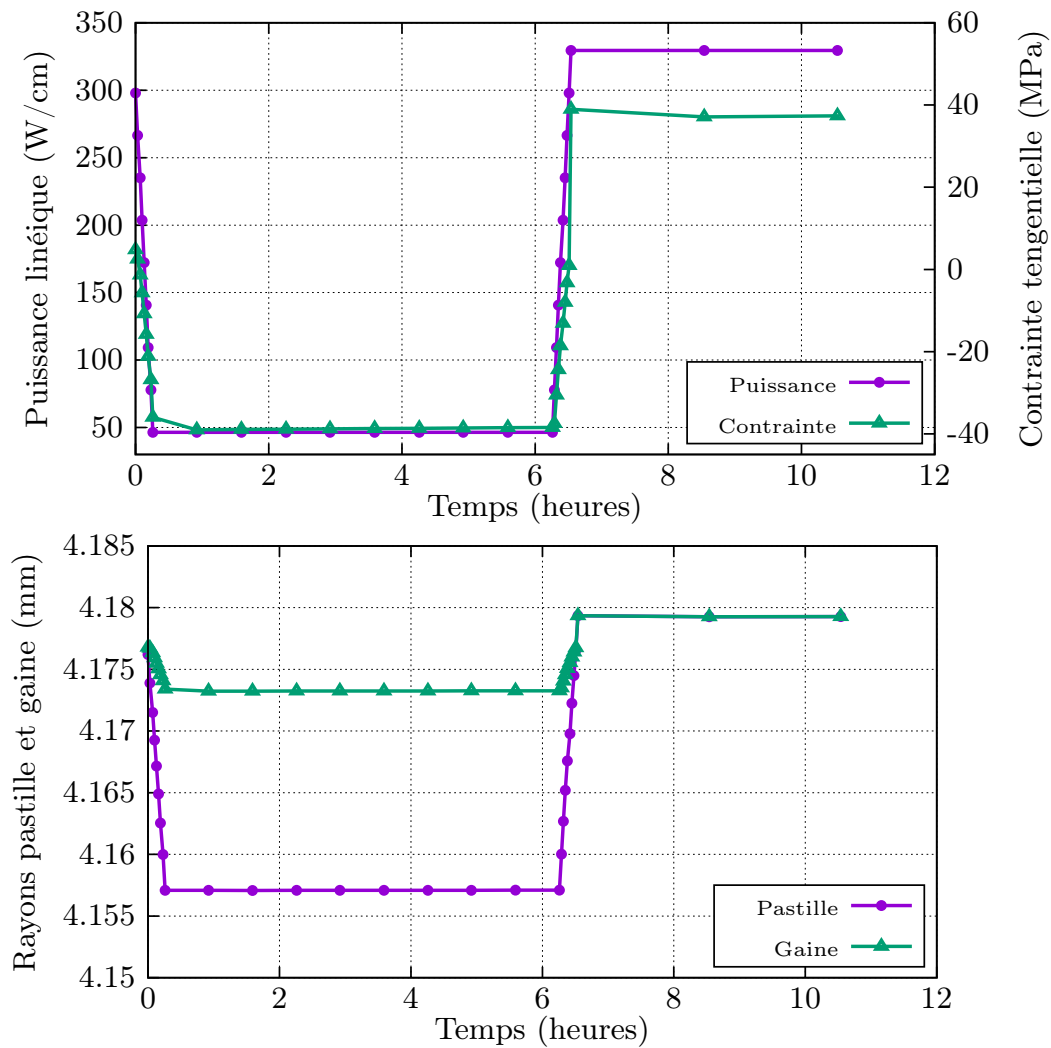


FIGURE B.4 – Evolution des rayons externe combustible et intérieur gaine ainsi que la contrainte subie par la gaine lors d'un transitoire de suivi de charge classique pour le crayon le plus chaud au niveau de la tranche axiale présentant la variation de puissance linéique la plus importante.



Nombres pseudo-aléatoires de Sobol

Les séquences de Sobol sont un exemple de séquence de nombre pseudo-aléatoire, ayant été introduites en 1967 par le mathématicien russe I. M. Sobol ([96]). Sa motivation originale était de construire une suite $\{x_i\}_{i \in [1, n]}$ à valeurs dans l'hypercube unité fermé de dimension s (noté I^s) telle que si f est une fonction réelle intégrable sur I^s :

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n f(x_i) = \int_{I^s} f$$

et que la convergence soit la plus rapide possible.

De manière intuitive, pour que cette somme converge vers l'intégrale, les points de la suite doivent couvrir au mieux le domaine d'intégration, c'est-à-dire de manière grossière qu'ils doivent remplir les "trous". Une autre bonne propriété serait d'homogénéiser au mieux les projections de cette suite sur les faces (les espaces de moindre dimension) de I^s .

Les suites de Sobol sont donc un exemple de suite possédant ces propriétés, mais il en existe d'autres comme les suites de Van der Corput, de Halton, de Hammersley ou de Faure. Les principes d'établissement et les propriétés spécifiques de ces différentes suites sont détaillés dans [99]. Toutes ces suites sont appelées suites à discrédance faible.

Nous nous attacherons donc à préciser formellement ce que sont les suites à discrédance faible, avant de préciser plus particulièrement la génération des suites de Sobol et de décrire le principe des algorithmes les plus performants permettant de le faire, et de finir par quelques propriétés particulières des suites de Sobol.

C.1 Les suites à discrédance faible

Tout d'abord, il convient de préciser ce qu'est la discrédance. Dans un contexte mathématique, il s'agit d'une mesure de l'écart existant entre une situation de référence (généralement l'uniformité parfaite) et une configuration donnée. Les problématiques autour de la discrédance constituent donc une partie essentielle de la théorie de l'équirépartition. Une suite de points $\{x_i\}_{i \in \mathbb{N}}$ à valeurs dans I^s est dite équirépartie si pour tout intervalle $B \in I^s$, on a :

$$\frac{A(B, P)}{n} \xrightarrow{n \rightarrow \infty} \lambda_s(B)$$

avec $A(B, P)$ le nombre de points de P appartenant à B , λ_s la mesure de Lebesgue de dimension s (extention du volume de la dimension 3), et J^s l'ensemble des pavés de dimension s de la forme :

$$\prod_{i=1}^s [a_i, b_i[\quad (= \{x \in \mathbb{R}^s \mid a_i \leq x_i < b_i\})$$

et $0 \leq a_i < b_i \leq 1$.

La notion de discrédance découle de cette idée, et a été formulée par Niederreiter ([79]). La discrédance de la sous-suite $P = \{x_i\}_{i \in [1, n]}$ (constituée des n premières valeurs de la suite précédente) est notée $D_n(P)$ et est définie par :

$$D_n(P) = \sup_{B \in \mathcal{J}^s} \left| \frac{A(B, P)}{n} - \lambda_s(B) \right|$$

Plusieurs variantes de cette définition existent, et leur utilisation dépend notamment de la forme de B (hypersphères, hypercubes, etc.). C'est principalement la forme des pavés J qui varient dans les différentes définitions. Néanmoins, dans tous les cas, la détermination de cette grandeur revient à chercher l'intervalle qui contient la densité la plus anormalement faible ou élevée de points comparativement à son volume. Cette valeur de la discrédance est strictement positive, et est inférieure ou égale à l'unité, et plus la discrédance est faible, plus la séquence est uniforme. La discrédance d'une suite est ainsi petite si la proportion des points de la suite sur un ensemble est proche de la valeur de la mesure de cet ensemble, c'est-à-dire que la répartition des points est bonne. En dimension 1, un ensemble de points équidistants divise le segment unité de façon optimale, mais d'une part ce n'est pas le cas des sous-ensemble de cet ensemble, et d'autre part, la problématique est beaucoup moins tranchée en dimension 2 et donc en dimension supérieure à fortiori. Une suite numérique $\{x_i\}_{i \in [1, n]}$ sera donc dite à discrédance faible si pour tout entier m , la sous-suite $\{x_i\}_{i \in [1, m]}$ a également une discrédance basse.

Dans le cas général, le calcul de la discrédance est une tâche réputée très difficile. S'il existe des formules exactes pour la calculer en dimension 1 et 2 ([99]), la question des dimensions supérieure reste une question ouverte. Il a pourtant été montré ([79]) que le problème est discrétisable et résoluble en un nombre fini d'étapes, mais la complexité des algorithmes connus croît de manière exponentielle avec la dimension ([99]). Etant donné la difficulté du problème, il est d'usage de se contenter de bornes inférieures et supérieures sur sa valeur. Un grand nombre de ces majorations et minoration sont disponibles dans [99], mais on se contente ici d'énoncer les résultats asymptotiques.

En dimension 1 donc, la forme analytique implique que pour toute séquence $P = \{x_i\}_{i \in [1, n]}$ de n points :

$$D_n(P) \geq \frac{1}{n}$$

et que cette limite est atteinte par la suite équirépartie (mais ce n'est pas la seule) définie par :

$$x_i = \frac{2i - 1}{2n}, \quad i = 1, \dots, n$$

Cette propriété n'est en revanche plus vraie pour le cas de suites infinies. Dans ce cas-là, on peut seulement affirmer qu'il existe une constante $c > 0$ telle que pour toute suite x à valeurs dans I et pour un nombre infini de valeurs de n , on ait :

$$D_n(x) \geq c \frac{\log(n)}{n}$$

Ce résultat montre qu'il n'existe aucune suite x dans I pour laquelle $D_n(x) = O(n^{-1})$ pour tout $n \geq 1$, et qu'il n'existe même aucune suite pour laquelle la discrédance décroît

plus rapidement que $O(n^{-1} \log(n))$. Ce résultat s'étend à la dimension 2, mais est faux à partir de la dimension 3. Pour $s = 1$, la suite présentant ce taux de convergence avec la plus faible valeur de constante, c'est-à-dire présentant la décroissance la plus rapide possible de la discrédance est une suite de Van der Corput généralisée proposée par Faure ([99]).

Pour les dimensions supérieures ou égales à 3, un autre théorème affirme qu'il existe une constante c_s ne dépendant que de s telle que pour toute suite x à valeur dans I^s et pour un nombre infini de valeurs de n :

$$D_n(x) \geq c_s \frac{\log(n)^{s/2}}{n}$$

Malheureusement, on ne connaît pas de suite pour laquelle $D_n(x) = O(n^{-1} \log(n)^{s/2})$, et il est communément admis qu'il n'en existe vraisemblablement aucune. En revanche, on sait construire des suites à discrédance faible, c'est-à-dire pour lesquelles $D_n(x) = O(n^{-1} \log(n)^s)$. On conjecture que cet ordre est l'ordre exact de leur discrédance et qu'il n'existe aucune suite présentant une décroissance plus rapide. Les suites de Sobol en font partie, au même titre que les suites mentionnées plus haut.

C.2 Construction des suites de Sobol

Tout d'abord, il convient de définir le corps $\mathbb{Z}_2 = \{0, 1\}$, qui est muni de la multiplication usuelle ($0 \cdot 0 = 0$; $0 \cdot 1 = 1 \cdot 0 = 0$; $1 \cdot 1 = 1$) et de l'addition définie par :

$$0 + 0 = 0; 0 + 1 = 1 + 0 = 1; 1 + 1 = 0$$

0 est donc l'élément neutre pour l'addition, et 1 est l'élément neutre pour la multiplication. Ce corps peut être vu comme l'anneau $\mathbb{Z}/2\mathbb{Z}$ des entiers pris modulo 2 (c'est le reste de leur division par 2), c'est-à-dire que l'élément 0 représente les entiers pairs et l'élément 1 les entiers impairs, et les opérations se déduisent naturellement de celles sur \mathbb{Z} . C'est aussi le corps représentatif de l'algèbre booléenne (0 pour le faux, et 1 pour le vrai), l'addition s'assimilant au «ou exclusif» (xor) et la multiplication au «et».

Les suites de Sobol sont ainsi définies à partir de récurrences linéaires et de polynômes primitifs sur \mathbb{Z}_2 . Un polynôme de degré d de la forme $p(t) = t^d + u_1 t^{d-1} + \dots + u_{d-1} t + u_d$ (avec u_i qui vaut 0 ou 1) est dit primitif sur le corps \mathbb{Z}_2 s'il est irréductible sur ce corps (divisible uniquement par lui-même et par la polynôme unité) et si le plus petit entier i tel que p divise $t^i + 1$ est égal à $2^d - 1$. Sur les deux polynômes d'ordre 1 par exemple (t et $t + 1$ et qui sont tous deux irréductibles), t n'est pas primitif car il ne divise pas $t^{2^1-1} - 1$. Le seul polynôme de degré 1 primitif sur \mathbb{Z}_2 est donc $t + 1$. De la même façon, des quatre polynômes de degré 2 (t^2 , $t^2 + 1$, $t^2 + t$, $t^2 + t + 1$), le seul polynôme irréductible est $t^2 + t + 1$ (on note que $t^2 + 1 = (t + 1)^2$ car $1 + 1 = 0$) et il est primitif ($t^{2^2-1} - 1 = t^3 - 1 = (t^2 + t + 1) \cdot (t + 1)$ mais $t^2 + t + 1$ ne divise pas $t^2 + 1$). Voici donc la liste des polynômes primitifs sur \mathbb{Z}_2 de degré inférieur ou égal à 5 :

$$\begin{array}{lll}
 t + 1 & t^4 + t + 1 & t^5 + t^3 + t^2 + t + 1 \\
 t^2 + t + 1 & t^4 + t^3 + 1 & t^5 + t^4 + t^2 + t + 1 \\
 t^3 + t + 1 & t^5 + t^2 + 1 & t^5 + t^4 + t^3 + t + 1 \\
 t^3 + t^2 + 1 & t^5 + t^3 + 1 & t^5 + t^4 + t^3 + t^2 + 1
 \end{array} \tag{C.1}$$

On ne connaît malheureusement pas d'algorithme efficace pour générer systématiquement ces polynômes, mais pour leur utilisation dans la construction des suites de Sobol, les tables existant dans la littérature s'avèrent amplement suffisantes. Nous nous attachons dans la suite à expliquer les bases de la construction de ces suites. Pour les détails mathématiques le lecteur peut se référer à [96]. L'élément i d'une suite de Sobol $S = \{x_0, x_1, \dots\} \subset I$ est donnée par :

$$x_i = \frac{1}{2^m} \left(\bigoplus_{k=1}^m c_k(i) l_k \right)$$

où la notation \bigoplus désigne l'opérateur «ou exclusif» de l'arithmétique binaire, c'est-à-dire l'addition de \mathbb{Z}_2 , et les coefficients $(c_m(i), \dots, c_1(i))$ représentent les bits (0 ou 1) de la représentation binaire de i :

$$i = \sum_{k=1}^m c_k(i) 2^{k-1}, \text{ avec } m = \begin{cases} 1 & \text{pour } i = 0, \\ 1 + \lfloor \log_2(i) \rfloor & \text{sinon,} \end{cases}$$

En partant d'un polynôme de la forme de p défini précédemment (primitif et de degré d sur \mathbb{Z}_2) et d'un ensemble d'entiers impairs $\{l_j\}_{j \in [1, d]}$ tels que $1 \leq l_j < 2^j$, on définit les coefficients $\{l_{d+1}, l_{d+2}, \dots\}$ par la relation de récurrence suivante :

$$l_k = 2u_1 l_{k-1} \oplus 4u_2 l_{k-2} \oplus \dots \oplus 2^{d-1} u_{d-1} l_{k-d+1} \oplus (2^d l_{k-d} \oplus l_{k-d})$$

La connaissance des coefficients l_k suffit ainsi à la construction d'une suite de Sobol en dimension 1, et pour obtenir une suite de Sobol en dimension s , il suffit de choisir s polynômes primitifs distincts et de juxtaposer les suites de dimension 1 correspondantes. Il est usuel et pratique de définir ce qu'on appelle des directions de recherche (notées $\{V_k\}_{k \in [1, m]}$) par :

$$V_k = \frac{l_k}{2^k}$$

et l'élément i de la suite s'écrit avec ces notations :

$$x_i = \bigoplus_{k=1}^m c_k(i) V_k \quad (\text{C.2})$$

Considérons par exemple le polynôme primitif de degré $d = 5$: $p(t) = t^5 + t^3 + t^2 + t + 1$, auquel on ajoute les 5 coefficients l_k choisis arbitrairement (on rappelle que les seules contraintes sont que ces coefficients doivent être impairs et positifs, et que $l_k < 2^k$) comme suit : $l_1 = l_2 = 1$, $l_3 = 7$, $l_4 = 11$ et $l_5 = 19$. Calculons le 35^{ème} terme de la suite de Sobol correspondante.

Premièrement, $1 + \lfloor \log_2(35) \rfloor = 6$ (35 possède 6 bits en base 2) donc il faut calculer le coefficient l_6 grâce au polynôme primitif considéré. La relation de récurrence s'écrit avec ce polynôme et pour tout $k > 5$:

$$l_k = 4l_{k-2} \oplus 8l_{k-3} \oplus 16l_{k-4} \oplus (32l_{k-5} \oplus l_{k-5})$$

Il est ainsi possible de déterminer le coefficient l_6 :

$$\begin{aligned}
 l_6 &= 4l_4 \oplus 8l_3 \oplus 16l_2 \oplus 32l_1 \oplus l_1 \\
 &= 44 \oplus 56 \oplus 16 \oplus 32 \oplus 1 \\
 &= (101100)_2 \oplus (111000)_2 \oplus (010000)_2 \oplus (100000)_2 \oplus (000001)_2 \\
 &= (110101)_2 \\
 &= 53
 \end{aligned}$$

Le 35^{ème} terme de la suite s'écrit alors (35 s'écrivant $(100011)_2$ en binaire) :

$$\begin{aligned}
 x_{35} &= 1/64 (l_1 \oplus l_2 \oplus l_6) \\
 &= 1/64 ((000001)_2 \oplus (000001)_2 \oplus (110101)_2) \\
 &= 55/64
 \end{aligned}$$

Il existe une infinité de suite de Sobol de dimension 1, puisqu'il existe une infinité de polynômes primitifs sur \mathbb{Z}_2 , et ces suites de Sobol d'une seule dimension permettent de construire des suites de dimension supérieures. Noter également que le choix des paramètres l_k est libre, et il est évident que les changer changera également la suite correspondante. Bien que les propriétés principales des suites de Sobol ne dépendent pas de ces paramètres, il existe tout de même des différences de performances. Il est possible de trouver dans la littérature et surtout sur internet des choix de polynômes et de coefficients performants jusqu'a des dimensions élevées (plus de 20000), et pour un très grand nombre de points à générer. Dans cette étude, les séquences de Sobol utilisées ont été générées en s'appuyant sur les résultats de [54, 55], qui sont résumés dans [56].

Un point très important concerne maintenant la génération de ces suites de manière informatique. Si la relation Eq. (C.2)  tait initialement utilisée par Sobol lors de la définition de ses suites, Antonov et Saleev ont proposé dans [7] un moyen plus efficace de générer ces séquences. La variante Antonov-Saleev de la suite de Sobol utilise le principe des opérations bit à bit, beaucoup plus simple à effectuer, et s'appuie pour cela sur le codage de Gray (ou codage binaire réfléchi). C'est un type de codage binaire permettant de ne modifier qu'un seul bit à la fois quand un nombre est augmenté d'une unité, ce qui le rend pratique à implémenter, et donc rapide d'exécution. Le codage de Gray d'un entier i s'écrit par définition :

$$g(i) = i \oplus \lfloor \frac{i}{2} \rfloor = (i_m i_{m-1} \cdots i_3 i_2 i_1)_2 \oplus (0 i_m \cdots i_3 i_2)_2$$

Le tableau C.1 présente pour différentes valeurs décimales le codage binaire naturel et le code de gray correspondant.

La représentation de Gray d'un entier i a la particularité de ne différer de la représentation de Gray de l'entier $i - 1$ que d'un seul bit, qui se trouve être celui du premier 0 (en partant de la droite) de la représentation binaire de $i - 1$. Outre cette propriété qui la rend intuitive, cette décomposition est déterminée en calculant le "ou exclusif" entre le binaire de départ et ce même binaire décalé d'un rang à droite (division par deux), ce qui rend son implémentation très simple en langage informatique.

Ainsi, au lieu d'utiliser la relation (C.2) pour déterminer les éléments de la suite de Sobol, on utilise maintenant :

$$x_i = \bigoplus_{k=1}^m g_k(i) V_k \tag{C.3}$$

code décimal	code binaire	code de Gray
0	$(0000)_2$	$(0000)_2$
1	$(0001)_2$	$(0001)_2$
2	$(0010)_2$	$(0011)_2$
3	$(0011)_2$	$(0010)_2$
4	$(0100)_2$	$(0110)_2$
5	$(0101)_2$	$(0111)_2$
6	$(0110)_2$	$(0101)_2$
7	$(0111)_2$	$(0100)_2$
8	$(1000)_2$	$(1100)_2$
9	$(1001)_2$	$(1101)_2$
10	$(1010)_2$	$(1111)_2$

TABLE C.1 – Comparaison des représentations binaire naturelle et de Gray pour quelques entiers.

ou les g_k sont les bits de la représentation de Gray ($g(i) = (g_m(i) \cdots g_1(i))_2$). L'intérêt d'utiliser le code de Gray est que l'équation (C.3) peut se réécrire de manière équivalente :

$$x_0 = 0, \text{ et } x_i = x_{i-1} \oplus V_{c_{i-1}} \text{ pour tout } i > 0 \quad (\text{C.4})$$

avec c_i une notation qui représente le premier 0 de la décomposition binaire de i ($c_0 = 1$, $c_1 = 2$, $c_2 = 1$, $c_3 = 3$ et $c_4 = 1$ par exemple). On comprend tout de suite l'intérêt de cette nouvelle formulation, qui devient récursive. En utilisant le code de Gray, les points de la suite sont les mêmes, mais dans un ordre un peu différent, sans que cela ne soit préjudiciable pour les propriétés d'uniformité de la suite. On note que les formulations (C.3) et (C.4) sont strictement équivalentes (produisent les mêmes points et dans le même ordre), mais la première permet de commencer la suite à n'importe quelle position dans la séquence, tandis que la seconde doit partir du premier point. Cette capacité de choisir le point de départ se paye cependant par le temps de calcul. Pour plus de précisions concernant la manière de générer les points de la suite de Sobol, le lecteur peut consulter [14].

C.3 Illustration de quelques propriétés

Nous avons vu que les séquences de Sobol ont la particularité de présenter une discrédance faible, et qui converge avec la vitesse la plus rapide connue à ce jour, au même titre que les séquences de Van der Corput, de Halton, de Hammersley ou de Faure. Elles présentent néanmoins des propriétés d'uniformité supplémentaires par rapport à ces autres séquences, qui ne sont pas prises en compte dans le calcul de la discrédance, comme a pu le montrer Sobol dans ([97]). Ces deux propriétés détaillées ci-dessous ont été nommées initialement A et A' , et nous conserverons ces notations.

Definition :

On dit d'une suite à discrédance faible à valeur dans l'hypercube unité de dimension d qu'elle satisfait la propriété A si toute sous-suite de valeurs successives de longueur 2^d possède un et un seul élément dans les 2^d hypercubes obtenus en divisant chaque côté de l'hypercube

unité en deux parties égales.

Definition :

On dit d'une suite à discrédance faible à valeur dans l'hypercube unité de dimension d qu'elle satisfait la propriété A' si toute sous-suite de valeurs successives de longueur 4^d possède un et un seul élément dans les 4^d hypercubes obtenus en divisant chaque coté de l'hypercube unité en quatre parties égales.

Ces deux définitions ont bien entendu été traduites en conditions mathématiques que l'on ne détaillera pas ici. Pour plus de précisions, se reporter à [97]. Nous nous proposons simplement d'illustrer ces propriétés en $2D$ grâce au générateur dont nous disposons. Pour illustrer la condition A , on a tracé sur la figure C.1, 10 sous-suites de quatre points, et on vérifie bien qu'il existe un et un unique point de chaque sous-suite dans chacune des quatre régions délimitées par les pointillés.

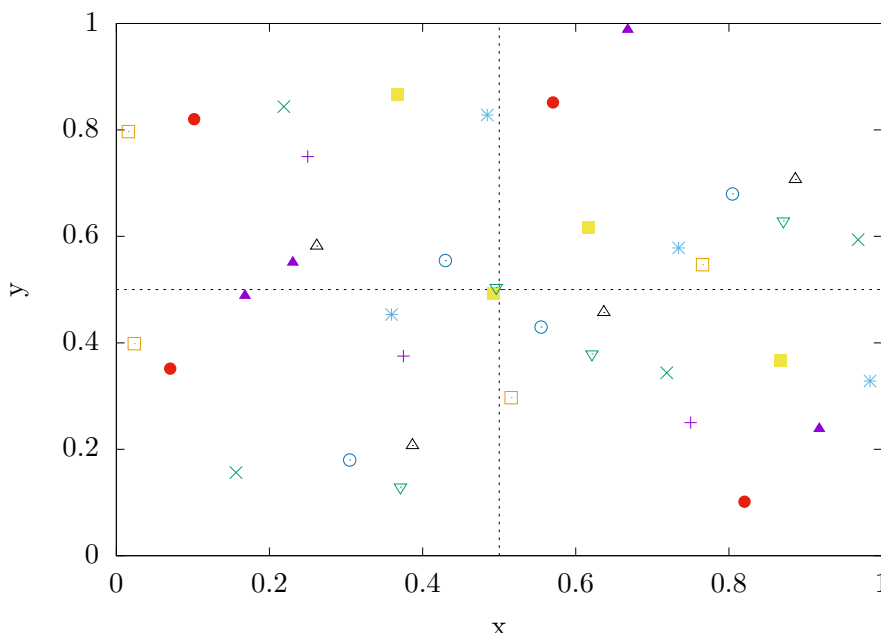


FIGURE C.1 – Illustration de la propriété A .

On note que l'espace ne semble pas bien couvert pas les points tracés, mais cela s'explique par le fait qu'il ne proviennent pas d'une unique sous-suite. La propriété A' peut-être illustrée de manière similaire.

La figure C.2 montre finalement une des premières propriété dont nous avons discuté, et une des plus intéressante, qui assure que toute sous-suite de la suite de Sobol couvre à priori le domaine de manière optimale. La seule condition à remplir pour que cette propriété soit satisfaite est que les points choisis se suivent. Pour l'illustration, trois sous-suites de points consécutifs mais disjointes entre elles et de tailles différentes (10, 100 et 300) ont été choisies, et la répartition des points dans le carré unité est effectivement homogène pour toutes ces sous-suites. Cela permettra de générer différentes populations de solutions avec la même suite, en partant simplement d'un indice différent, et nous seront assurés que les solutions de ces populations seront bien réparties dans l'espace de recherche.

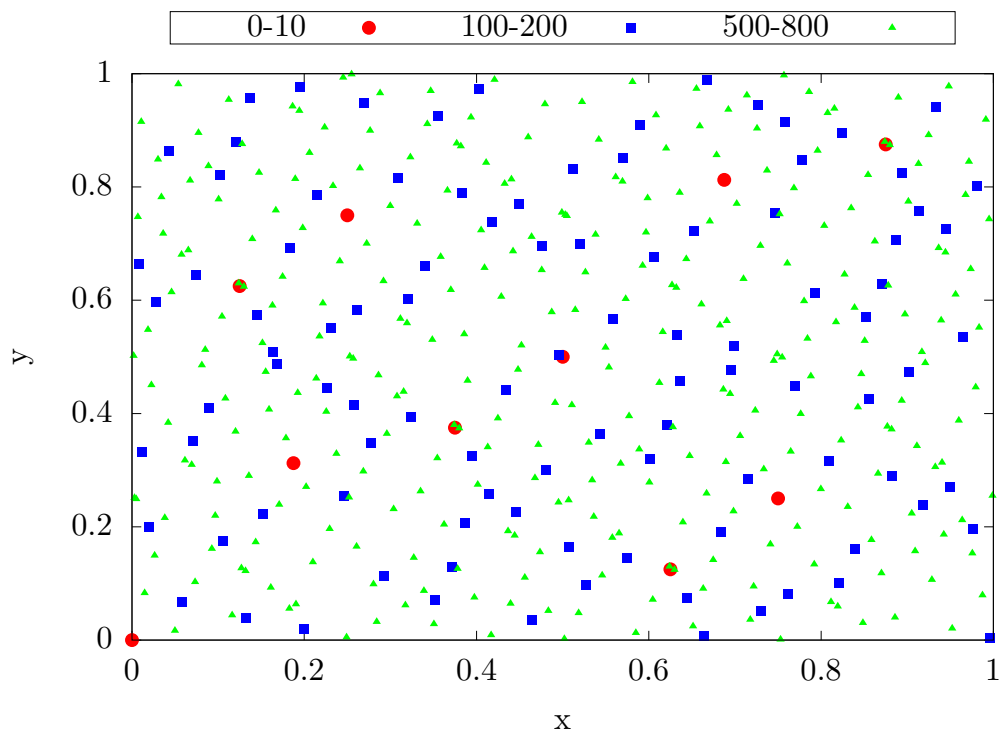


FIGURE C.2 – Représentation de différentes sous-suites de points de la même suite de Sobol, utilisant les directions et les polynômes issu de [55]. La légende indique les indices de la suite de Sobol qui débutent et terminent les sous-suites.

Voies possibles de réduction du temps de calcul du modèle de type simulateur

Le modèle de type simulateur développé dans le Chapitre 3 est très satisfaisant, tant du point de vue de la comparaison par rapport à un modèle basé sur des données expérimentales, que de la cohérence des résultats physiques vis-à-vis de la connaissance de la réponse du réacteur aux transitoires effectués. Un point peut-être amélioré cependant, il s'agit du temps de calcul. Pour un transitoire de suivi de charge classique (temps simulé de 700 minutes) la simulation prend environ 40 minutes sur une machine de bureau classique (Intel® Xeon® @2.1GHz). C'est un calcul long si on le replace dans son contexte, à savoir qu'il devra être utilisé comme fonction *black box* dans le cadre de l'optimisation.

D.1 Par modification de la paramétrisation des sections efficaces

De façon générique, un calcul de cœur est effectué en deux étapes : un calcul réseau qui correspond à une phase préparatoire, et le calcul de cœur proprement dit. Le calcul réseau est réalisé avec une fine discrétisation en énergie et en espace et consiste en un calcul d'évolution d'un assemblage en milieu infini, c'est-à-dire en supposant que ce même motif se répète à l'infini, et donc sans prendre en compte l'environnement de cet assemblage. Les isotopes fissiles et fertiles sont, grâce à ce calcul, décrits précisément, de même que la majeure partie des isotopes des chaînes d'évolution des produits de fission. La géométrie est décrite à l'échelle d'un crayon combustible, et le maillage énergétique comporte environ 300 groupes. Ce calcul a pour but la réduction des données concernant les isotopes (concentrations, sections efficaces microscopiques) et donc l'accélération du calcul de cœur, en fournissant les caractéristiques neutroniques (sections efficaces macroscopiques) d'une pâte homogène équivalente à un macro-isotope qui présente les propriétés moyennées de l'assemblage en question et conserve les taux de réaction des différents isotopes constitutifs de ce macro-isotope. Cependant, l'utilisateur peut choisir de ne pas inclure certains isotopes dans ce macro-isotope (les isotopes présents dans les chaînes d'évolution par exemple) afin d'augmenter la précision du calcul de cœur. On dit que ces isotopes sont particularisés.

De plus, l'utilisateur spécifie les paramètres sur lesquels vont être discrétisées les sections efficaces, et en quels points. Pour chaque point de paramétrage, le code calcule et enregistre les sections. À la fin de ce calcul, un fichier contenant toutes les informations est créé, et sera directement accessible pour le calcul de cœur. Nous ne rentrerons pas dans le détail ici, pour plus d'information, le lecteur peut consulter [93].

Afin d'accélérer les calculs, nous simplifions ces paramétrisations de sections efficaces, en supprimant certains paramètres pour certains isotopes. La paramétrisation des sections efficaces pourra ainsi être différente suivant les isotopes, ce qu'il n'est pas possible de faire directement dans un calcul réseau.

Les sections que l'on récupère dans ce fichier après le calcul réseau sont principalement caractérisées par les éléments suivants.

les isotopes pour lesquels nous disposons de sections efficaces paramétrées. Nous en considérons 11 dans notre cas :

- le macro-isotope, contenant tous les isotopes autres que ceux cités ci-après. Il est caractérisé par les sections efficaces macroscopiques de chaque réaction (sections efficaces microscopiques pondérées par les concentrations), et une concentration égale à l'unité. Tous les autres isotopes sont caractérisés par leurs sections efficaces microscopiques et leurs concentrations (qui dépendent elles aussi des paramètres).
- les isotopes du bore : le bore 10 et le bore 11.
- les produits de fission intervenants dans la chaîne d'évolution du samarium : le néodyme 147, le prométhéum 147, 148, 148*M* et 149 et le samarium 149.
- les produits de fission intervenants dans la chaîne d'évolution du xénon : l'iode 135 et le xénon 135.

les paramètres qui définissent la «grille» sur laquelle vont être définies les sections efficaces. Il y en a 5 ici :

- le Burn-up (ou taux de combustion) discrétisé en 31 valeurs dans le cas de l'*UO*₂, ou en 57 dans le cas de l'*UGd*,
- la température combustible discrétisée en 5 valeurs,
- la densité modérateur discrétisée en 4 valeurs,
- le paramètre de barres discrétisé en 4 valeurs (*AIC*+Acier ; sans barre ; *AIC* ; *B4C*),
- le paramètre de bore discrétisé en 4 valeurs (en ppm, et permettant en connaissant les rapports isotopiques de calculer les concentrations en *cm*⁻³ des différents isotopes du bore).

le nombre de groupes énergétiques qui sera pris égal à 2, et dont les bornes sont comprises entre environ :

- 0.1 meV et 1 eV (neutrons thermiques),
- 1 eV et 20 MeV (neutrons épithermiques et rapides).

les réactions prises en compte dont la nature dépend des isotopes (le terme «réaction» est général, puisqu'il intègre également les constantes de décroissance, les proportions de neutrons retardés, et dans le macro-isotope sont stockées les valeurs de flux, ou de vitesse des neutrons par exemple). De façon générale, les sections efficaces sont stockées sous forme de vecteurs, contenant autant d'éléments qu'il y a de groupes. Cependant, dans le cas des transferts entre groupes, il faut faire intervenir des matrices (carrées), et peuvent alors apparaître différents profils de matrice (triangulaire supérieur par exemple, indiquant que les transferts ne sont possibles que vers un groupe moins énergétique). On ne rentrera pas dans les détails ici, car les matrices considérées seront les plus simples possible (matrices 2 × 2), et les profils seront pleins a priori. Ainsi, pour le macro-isotope, on considère les «réactions» suivantes :

- Le coefficient de diffusion,
- Le flux pour lequel ont été calculées les sections efficaces,
- La fraction de neutrons retardée globale,

- Les constantes de décroissance des précurseurs,
- Le spectre de neutrons retardés,
- La vitesse des neutrons,
- Les sections efficaces de diffusion, d'absorption, de fission, d'excès $((n, 2n), (n, 3n),$ etc.), et la section efficace totale,
- La section efficace de fission multipliée par le nombre moyen de neutrons émis,
- La section efficace de fission multipliée par l'énergie de fission,
- Le spectre de fission.

Pour les isotopes du bore, seront considérées :

- Les sections efficaces de diffusion, d'excès, d'absorption, et la section efficace totale,
- La section de capture multipliée par l'énergie de capture.

Enfin, pour les autres isotopes particularisés, on aura :

- Les sections efficaces d'excès, d'absorption, et la section efficace totale,
- Le rendement de fission,
- La section de capture multipliée par l'énergie de capture.

Dans le cadre de la simplification des sections efficaces, seuls les paramètres seront modifiés, et le nombre d'isotopes, le nombre de groupes, et les réactions resteront inchangés.

La suppression d'un paramètre se fait en moyennant les sections efficaces, avec une pondération par le flux. En effet, nous pouvons remarquer dans les équations gouvernant la neutronique que la quantité importante est donnée par le produit de la section efficace et du flux : c'est ce qu'on appelle le taux de réaction. Ainsi, en moyennant avec une pondération par le flux, on s'assure de conserver ce taux au maximum. On appellera dans la suite P l'espace des paramètres, N le nombre de paramètres, D_k ($k \in [0; N]$) l'espace discret contenant les points associés au paramètre p_k , N_k la taille de D_k (c'est-à-dire le nombre de points suivant la dimension k) et $p_{k,i}$ le point de paramétrage numéro i suivant la direction k . La formule permettant de calculer la section efficace moyenne suivant le paramètre p_k s'écrit ainsi :

$$\bar{\sigma}^k(p_1, p_2, \dots, p_{k-1}, p_{k+1}, \dots, p_N) = \frac{\sum_{i=0}^{N_k} \sigma(p_1, p_2, \dots, p_{k,i}, \dots, p_N) \cdot \phi(p_1, p_2, \dots, p_{k,i}, \dots, p_N)}{\sum_{i=0}^{N_k} \phi(p_1, p_2, \dots, p_{k,i}, \dots, p_N)} \quad (\text{D.1})$$

Pour étudier la dépendance des sections efficaces avec les paramètres, nous avons tracé pour quelques isotopes représentatifs et pour les réactions associées, les écarts types relatifs obtenus en moyennant suivant les différents paramètres.

Pour calculer ces écarts types, on part des sections non simplifiées, et on ne condense que le paramètre en question, afin de ne pas évaluer des écarts types sur des sections qui ont déjà été moyennées. On prend ensuite le maximum des écarts types calculés sur les autres points de paramétrages. Par exemple, considérons un espace à trois paramètres (dimensions) : p_1 , p_2 et p_3 , avec $N_1 = 30$, $N_2 = 4$ et $N_3 = 5$. Pour calculer l'écart type correspondant à la condensation du paramètre p_2 , il faudra réaliser $N_1 \cdot N_3 = 150$ calculs de moyenne, et prendre le maximum des écarts type correspondants à ces 150 moyennes. Il a été choisi d'étudier les écarts types relatifs, en raison de la gamme étendue des sections efficaces.

La formule permettant de calculer l'écart type relatif correspondant à la condensation du paramètre p_k est donnée par :

$$E_k = \max_{\{D \setminus D_k\}} \left[\frac{\sqrt{\sigma^{2k} - (\bar{\sigma}^k)^2}}{\bar{\sigma}^k} \right] \quad (\text{D.2})$$

Avec $D \setminus D_k = D_1 \times D_2 \times \dots \times D_{k-1} \times D_{k+1} \times \dots \times D_N$, l'ensemble des points de paramétrage exceptés ceux suivant la dimension k .

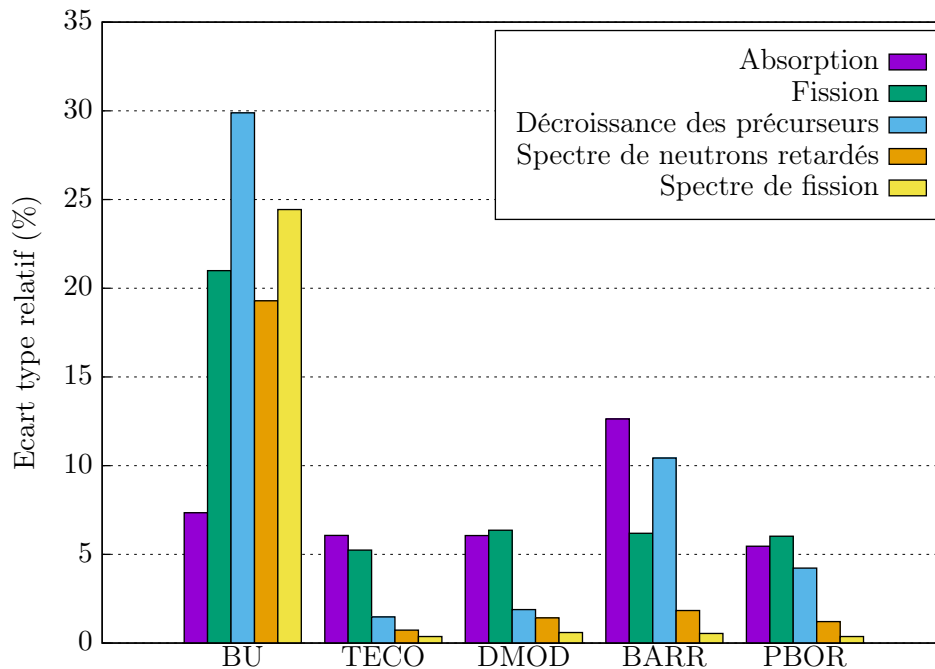


FIGURE D.1 – Écarts types relatifs pour le macro-isotope pour quelques réactions qui lui sont associées, et par paramètre.

En s'appuyant sur cette étude dont quelques résultats sont présentés dans les Fig. D.1, D.2 et D.3, nous allons identifier les paramètres qu'il semblerait légitime d'éliminer. On s'attachera à commenter ces évolutions et à considérer le problème du point de vue physique à chaque fois que cela sera possible. Ces figures présentent les valeurs des écarts types relatifs aux paramètres pour quelques réactions et pour les isotopes les plus importants. Penchons-nous dans un premier temps sur le macro-isotope (Fig.D.1).

Il apparaît que les sections sont peu dépendantes de la température combustible, de la densité du modérateur ainsi que du paramètre de bore. En effet, le burn-up conditionne en tout premier lieu le vecteur isotopique (composition en plutonium, uranium, etc.) du combustible, donc ces sections. C'est par exemple ce qui explique le surplus de réactivité du cœur en début de vie. Le paramètre de barres est très influent, car c'est sur lui que se répercute une insertion ou un retrait de barre de contrôle (qui permettent de contrôler la réactivité du cœur). Le paramètre de bore induit également des variations des sections efficaces (bien que faibles), car cet élément est présent dans l'eau, qui fait partie du macro-isotope. Finalement, la température combustible et la densité du modérateur sont peu influentes, car les effets sous-jacents sont de faible amplitude (bien qu'importants d'un point de vue neutronique).

D'après ces résultats, il apparaît donc légitime à première vue de supprimer les paramètres

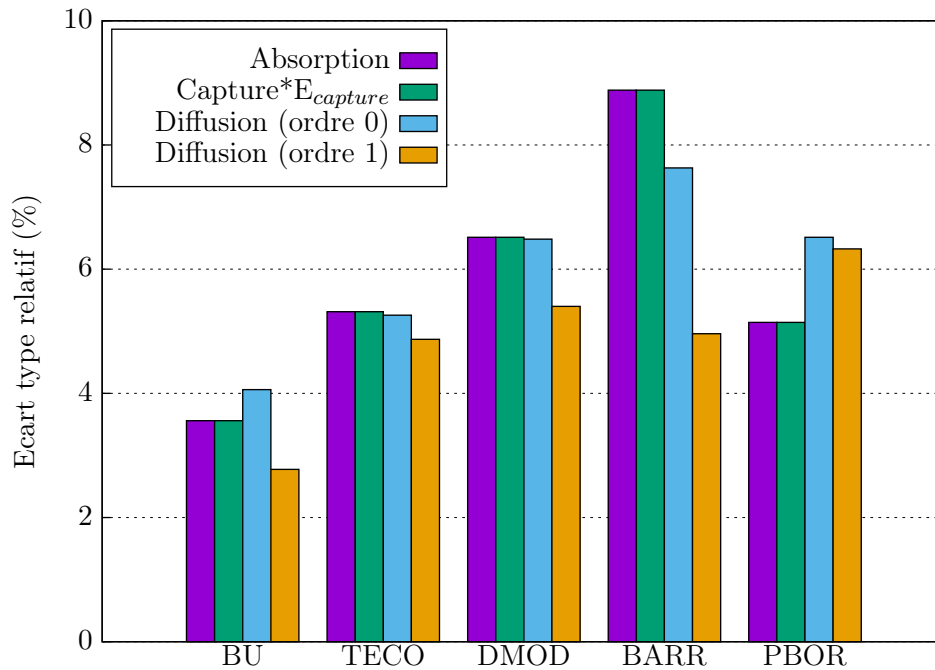


FIGURE D.2 – Écarts types relatifs pour le bore 10 pour quelques réactions qui lui sont associées, et par paramètre.

température combustible, densité du modérateur, et bore. Cependant, cet isotope macroscopique est le seul à contenir les informations dont nous disposons sur la «pâte homogène» créée durant le calcul réseau, intégrant à la fois le combustible, les structures, et le modérateur (l'eau). Ainsi, enlever la température combustible revient à éliminer l'effet Doppler, et enlever la densité du modérateur annule l'effet d'une variation de cette densité sur le ralentissement des neutrons (effet modérateur). Ainsi, on comprend que supprimer ces deux paramètres n'est pas physiquement acceptable. La seule possibilité pour cet isotope se porte donc sur le paramètre de bore.

Pour les isotopes du bore (Fig.D.2), le choix se porte sur les paramètres burn-up et température combustible car ils présentent les plus faibles écarts types. Il n'est par ailleurs pas envisageable de supprimer le paramètre de bore, puisque c'est grâce à lui que sont calculées les concentrations en B_{10} et B_{11} . La densité du modérateur joue également un rôle important puisqu'elle influe sur les concentrations, et le spectre neutronique, dont dépendent les sections efficaces de capture et d'absorption.

En ce qui concerne les isotopes des chaînes d'évolution (Fig.D.3), les paramètres température combustible, densité du modérateur et paramètre de bore sont supprimés. Ils induisent en effet les plus faibles variations de sections efficaces.

Essayons de retrouver, avec un calcul rapide, le pourcentage du temps de calcul total gagné, dans le cas de la configuration la plus simplifiée. En connaissant les ordres d'anisotropie des différentes réactions, on peut estimer que sans condensation, les temps de calcul pour interpoler les sections efficaces sont répartis comme suit : 54% pour les isotopes des chaînes d'évolution, 22% pour les isotopes du bore, et 24% pour le macro-isotope. La méthode d'interpolation choisie dans notre cas est une interpolation linéaire, et le pourcentage du temps

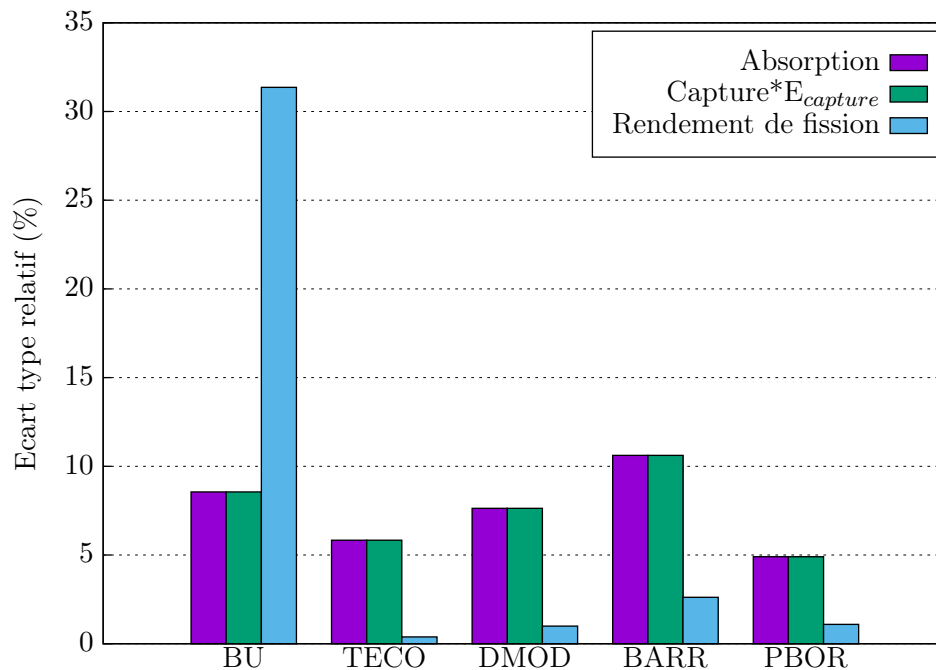


FIGURE D.3 – Écarts types relatifs pour le xénon 135 pour quelques réactions qui lui sont associées, et par paramètre.

de calcul gagné sur l'interpolation vaut donc environ :

$$0.54 \cdot \frac{3}{5} + 0.22 \cdot \frac{2}{5} + 0.24 \cdot \frac{1}{5} \simeq 45\%$$

en supposant que le temps d'interpolation suivant une dimension ne dépende pas du nombre de points suivant cette dimension.

De plus, on a déterminé qu'environ 40% du temps de calcul du transitoire de puissance est passé dans le calcul d'interpolation des sections efficaces. Avec cette estimation rapide, on espère donc que cette condensation des sections nous permettra de gagner environ 15 à 20% de temps de calcul.

Après avoir identifié les paramètres pouvant être supprimés, nous avons testé ces simplifications sur des cas réels. Dans un premier temps, nous avons réalisé un calcul de recherche de bore critique, avec contre-réactions thermohydrauliques. Dans un second temps, les simplifications ont été utilisées sur un transitoire de suivi de charge (plus complexe et dont le temps de calcul est plus long). L'exercice n'a pas été concluant dans la mesure où les simplifications induisaient des écarts trop importants. Nous avons en effet lancé une centaine de simulations sur différents modes de pilotage et pour différentes configurations de simplification des sections efficaces et dans tous les cas, les écarts obtenus sur les valeurs de critères *axial offset* et volume d'effluent n'étaient pas acceptables. Nous avons donc choisi de ne pas utiliser cette méthode de simplification, afin de limiter les biais dans la modélisation.

D.2 En symétrisant le domaine de calcul

Pour un calcul APOLLO3®, le domaine d'étude est à définir en communiquant la géométrie principale. L'objet ainsi créé peut-être multi niveau hiérarchique (un maillage imbriqué dans un autre) et à chacune de ses mailles est associé un objet contenant les informations du milieu correspondant (concentrations isotopiques, ou valeurs des paramètres d'état par exemple). Ces informations serviront au calcul de flux et au calcul d'évolution isotopique ainsi qu'à l'interpolation des sections efficaces, ces sections efficaces étant définies pour un matériau donné.

Il existe une propriété importante à définir au moment de construire un matériau, celle consistant à indiquer si le matériau en question est «statique» ou «non-statique». Lorsqu'on donne à un matériau la propriété d'être «statique», un seul milieu le représentera dans l'ensemble du domaine d'étude. À l'inverse, si on lui assigne la propriété d'être «non statique», il y aura autant de milieux créés que d'endroits où se trouve le matériau dans le domaine. Cette propriété permet entre autres de définir des zones distinctes d'évolution du combustible. Il y a donc une notion de regroupement derrière cette propriété, le milieu, peu importe sa nature, évoluant de toute façon.

Pour illustrer cette propriété importante, on peut regarder comment les 3 matériaux MAT1, MAT2 et MAT3 de la géométrie 2D de la Fig.D.4 génèrent un domaine d'étude constitué de dix milieux. Dans cet exemple, le matériau MAT1 est «statique» et les matériaux MAT2 et MAT3 sont «non statique». Le matériau MAT1 ne génère ainsi qu'un seul numéro de milieu (dont le numéro dans l'exemple est 1) alors que les matériaux MAT2 et MAT3 génèrent respectivement 5 milieux (dont les numéros sont 4, 7, 8, 9 et 10) et 4 milieux (dont les numéros sont 2, 3, 5 et 6). Ainsi, lors d'un calcul neutronique, le matériau MAT1 ne sera évolué qu'une seule fois, puisque toutes les mailles dans lesquelles il est présent ne forment qu'un milieu. Le calcul de flux sera donc effectué qu'une fois, de même que l'interpolation des sections efficaces. Les autres matériaux seront évolués indépendamment les uns des autres, le calcul neutronique et l'interpolation étant répétés pour chaque milieu.

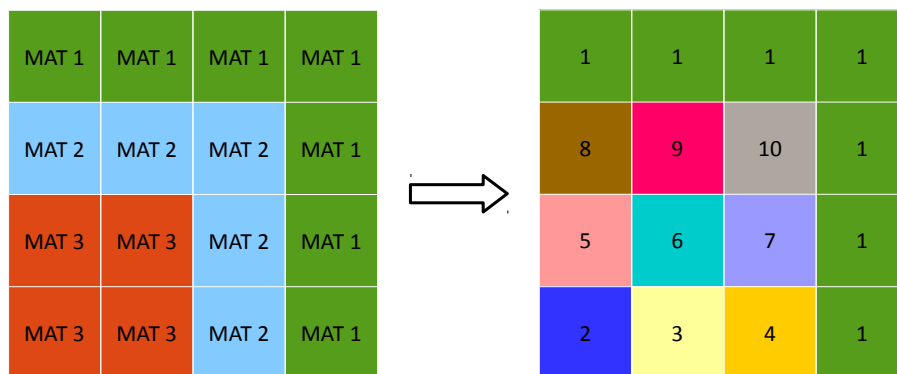


FIGURE D.4 – Illustration des propriétés «statique» et «non-statique» des matériaux.

Il est possible de définir cette propriété de telle sorte que les matériaux de part et d'autre de la première diagonale soient statiques deux à deux. On réalise alors le calcul pour un huitième de cœur uniquement (on considère déjà dans notre cas un quart de cœur), en incluant les matériaux sur la diagonale. Bien évidemment, le domaine d'étude considéré ici est en trois

dimensions, c'est à dire composé de plusieurs tranches axiales, et il faut répéter l'opération pour chaque tranche. Pour chaque tranche, le domaine que l'on considère possède donc 25 assemblages dans chaque huitième hors diagonale, et 6 assemblages sur la diagonale. On pourrait donc éviter 25 calculs par tranche axiale sur 56, ce qui représente une économie de 45% de temps de calcul.

Là encore la solution n'est malheureusement pas envisageable dans notre cas, car lors de la montée de cycle à l'équilibre, les déchargements/rechargements d'un tiers de cœur par cycle sont nécessaires, et il est impossible de construire des cartes de rechargement respectant à la fois la symétrie huitième et la gestion GEMMES. Ainsi, avant même le début du transitoire de suivi de charge, les deux huitièmes de cœur présentent des différences dans les cartes de burn-up, de flux, et donc de concentration de bore et de poisons allant jusqu'à 10% dans certaines mailles d'assemblages. On peut alors soit prendre la moyenne des mailles deux à deux de part et d'autre de la diagonale, soit prendre les valeurs d'un huitième et abandonner les autres valeurs. Les deux solutions ont été testées sur un transitoire de suivi de charge, et là encore, les différences sont trop importantes pour pouvoir être acceptées.

Dans ce cas-ci, comme dans le précédent, la raison vient du fait qu'une petite différence initiale peut se propager et s'étendre au fur et à mesure des pas de temps. Il arrive un moment où une action de l'opérateur est faite dans un cas et pas dans l'autre, et la différence ne cesse alors de s'accroître. Il existe cependant des cas où les différences se compensent, mais dans le cadre de l'optimisation, la relation d'ordre entre les critères de solutions doit être conservée. Il s'avère impossible de garantir cette relation d'ordre avec les simplifications proposées.

Couplage de méta-modèles aux algorithmes d'optimisation

Dans le but d'améliorer les performances de l'algorithme AMS- $(1 + \lambda)$ -EA, un couplage est réalisé avec un métamodèle (ou modèle de substitution) de type *random forest*. Il ne s'agit pas d'une amélioration de l'algorithme à proprement parler, mais plutôt de la réduction de temps de calcul associé à la fonction objectif. Le but est de remplacer la fonction très coûteuse en terme de temps de calcul qui permet actuellement de déterminer les valeurs de critère par un métamodèle beaucoup plus rapide. Littéralement, un métamodèle est un modèle du modèle. Il prend en entrée les mêmes variables que la fonction à remplacer et permet de prédire le résultat de la fonction ou de l'expérience. Il est utilisé par exemple dans les cas où les temps de simulation sont trop élevés, ou pour interpoler les résultats d'une expérience si le point n'est pas dans la base de test. Les exemples les plus connus de métamodèles sont les régressions linéaires, quadratiques ou polynomiales, les réseaux de neurones [34], la méthode du krigeage [20] ou les *random forest* ([85]). Ces derniers mais nécessitent une période d'apprentissage dont la durée dépend de la complexité de la fonction à apprendre, de l'ensemble d'apprentissage et de la qualité de la méthode d'apprentissage. Nous nous bornons ici à l'utilisation des arbres de décision, en raison du type de problème que nous avons à résoudre (variables discrètes et fonctions pas nécessairement continues).

E.1 Principes des *random forest*

Le fonctionnement des *random forest* (ou « forêts aléatoires ») repose sur des heuristiques qui donnent de très bons résultats pour de nombreux problèmes. Leur structure arborescente les rend de plus faciles à lire et à comprendre, contrairement à d'autres approches où le prédicteur construit est une « boîte noire ». Un arbre de décision modélise une hiérarchie de tests sur les valeurs de l'ensemble des variables : à l'issue de ces tests, le prédicteur produit une valeur numérique ou choisit un élément dans un ensemble discret de conclusions (*oui* ou *non* par exemple). On parle de régression dans le premier cas et de classification dans le second. Ces arbres de décision peuvent être calculés automatiquement à partir de bases de données (appelées aussi bases d'apprentissage) par des algorithmes d'apprentissage supervisé. Ces algorithmes sélectionnent automatiquement les variables (ou ensemble de variables) discriminantes qui vont former les noeuds, à partir des données non structurées et potentiellement volumineuses. Une fois l'arbre construit, la régression (valeur réelle attendue) d'une nouvelle combinaison des variables, ou sa classification (valeur discrète attendue), explore les branches suivant les variables discriminantes, et progresse de la base du tronc jusqu'aux feuilles ou est stocké le résultat. Une extension des arbres de décision consiste à en considérer un grand nombre, et on parle donc de forêt aléatoire (*random forests* en anglais, voir [15]). Les

résultats obtenus pour chaque évaluation sont alors moyennés sur tous les arbres. Le terme aléatoire vient du fait que lors de la construction des arbres, les attributs sont échantillonnés aléatoirement sur un sous ensemble de l'ensemble des attributs, de même que les instances de la base d'apprentissage. L'objectif de cette opération est de décorrélérer les arbres produits, et cela corrige plusieurs défauts des arbres de décision, notamment leur instabilité (de petites modifications dans l'ensemble d'apprentissage peuvent entraîner des arbres très différents) et leur tendance à sur apprendre.

E.2 Capacité d'apprentissage du méta-modèle

Dans notre cas, les nombreuses simulations pour l'ajustement des paramètres de l'algorithme nous ont permis de constituer une base d'apprentissage $(x, f(x))$ conséquente (environ un million de points), associant chaque solution à la valeur de critère correspondante et nous avons donc pu entraîner des forêts aléatoires dans but de régresser la fonction objectif. La base de test utilisée ici représente toutes les solutions obtenues lors d'une simulation (environ 20000) qui n'a pas servi à constituer la base d'apprentissage. Bien que de nombreuses solutions de la population initiale soient communes aux deux bases, la majeure partie des solutions utilisées dans la base de test ne sont pas dans la base d'apprentissage. La Fig. E.1 montre la corrélation entre la valeur prédite par le métamodèle et la valeur calculée par le modèle.

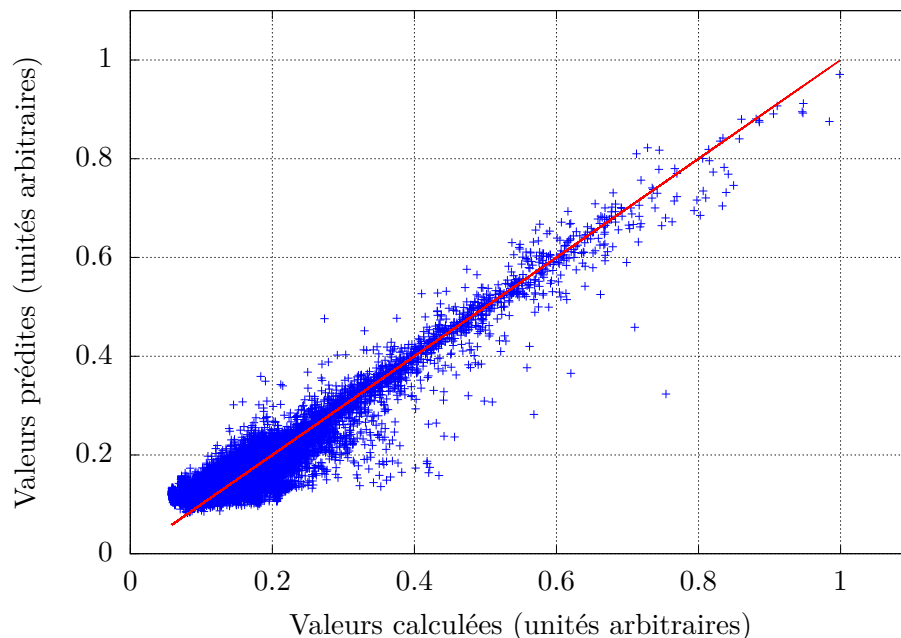


FIGURE E.1 – Résultats de la régression par le métamodèle. Les valeurs ont été normalisées à l'unité pour plus de lisibilité.

La droite en rouge représente la droite $y = x$, atteinte lorsque le métamodèle prédit la valeur sans erreur. Bien qu'il existe une forte corrélation entre les valeurs prédites et calculées,

ce modèle ne peut pas être utilisé pour l'optimisation en raison des trop grandes erreurs qui subsistent. En effet, pour une valeur calculée de 0.2, le métamodèle prédit des valeurs entre 0.1 et un peu moins de 0.4. De même, le métamodèle prédit la même valeur de 0.2 pour des valeurs calculées entre 0.1 et un peu plus de 0.4. Ces erreurs ne sont pas acceptables dans la mesure où les meilleures solutions issues de l'optimisation risqueraient au final de présenter des valeurs importantes de critère, après recalcul par le modèle.

Une autre possibilité est d'utiliser le modèle non plus en régression, mais en classification. L'idée est alors de prédire si oui ou non les nouvelles solutions produites par mutation sont meilleures que la solution de référence (gestion actuelle), avec une certaine marge d'erreur (ϵ). Dans ce cas-là, le métamodèle ne se substituerait plus au modèle, mais permettrait de faire un tri dans les solutions à évaluer : une solution prédite moins bonne que la solution actuelle n'est pas évaluée. La Fig. E.2 présente les erreurs et les gains envisageables avec cette stratégie, en fonction de l'erreur admise ϵ .

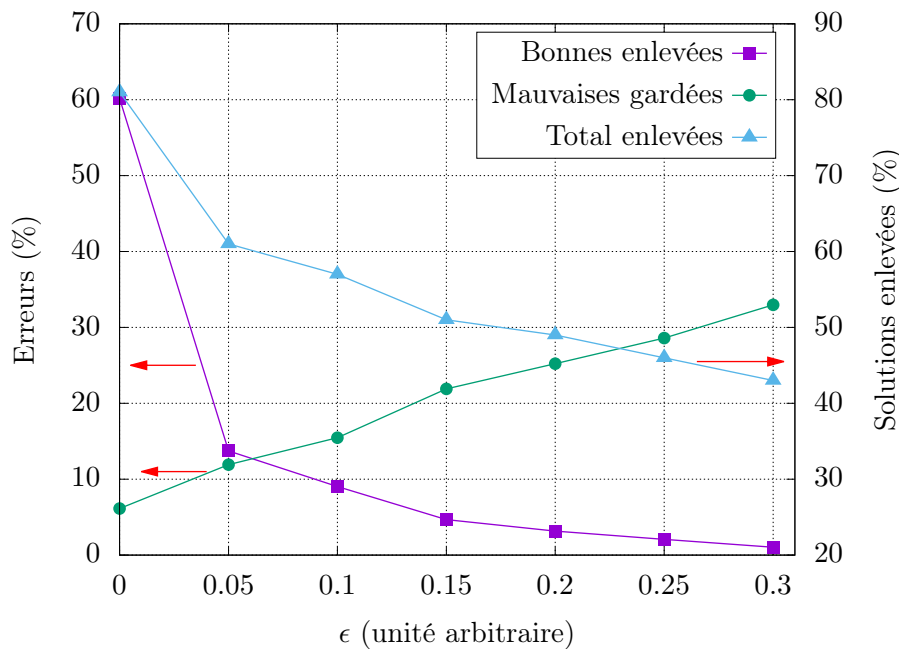


FIGURE E.2 – Influence du paramètre ϵ sur le nombre de solutions écartées et les gains associés.

Le paramètre ϵ est utilisé lors de la construction du métamodèle, pour définir si une solution S est considérée comme *bonne* ou non. Ainsi, si la valeur du critère C correspondante calculée vérifie :

$$C(x) \leq C(ref) \cdot (1 + \epsilon)$$

avec $C(ref)$ la valeur de critère de la gestion actuelle, considérée comme référence, la solution est considérée comme bonne. Elle est alors évaluée par le simulateur. Sinon, elle n'est pas évaluée. Lors de la classification par le métamodèle, il est possible qu'il y ai des erreurs. Une erreur signifie soit qu'une solution potentiellement bonne est retirée (faux négatif), soit qu'une solution potentiellement mauvaise est conservée (faux positif). Dans le cas de la première erreur, l'algorithme perd des solutions potentiellement performantes et la qualité de la

recherche peut être réduite, dans le second cas d'erreur, le temps de calcul augmente puisque des solutions non performantes sont évaluées. Ainsi, plus ϵ est important, plus le nombre d'évaluations réalisées par le simulateur est grand, mais moins le nombre de solutions réellement performantes retirées est important. En ajustant le critère ϵ , l'utilisateur spécifie le compromis entre le nombre de faux positifs et le nombre de faux négatifs.

E.3 Application à l'optimisation

L'intégration du métamodèle utilisé en classification à l'algorithme est donc simple : il intervient juste après l'étape de mutation durant laquelle une nouvelle solution est produite, et juste avant l'envoi aux processeurs de calcul pour évaluation. Le méta-modèle permet potentiellement de gagner du temps de simulation en n'évaluant pas certaines solutions qui sont prédites comme mauvaises. Quelques simulations ont été lancées en considérant différentes valeurs pour le paramètre ϵ , mais nous nous contentons de les décrire brièvement car cette voie nécessite plus de temps de calcul et les résultats ne sont pas tout à fait exploitables. Cette section se résume donc à une étude succincte de faisabilité de l'utilisation d'un métamodèle dans le cadre de l'optimisation, appliquée ici au critère *axial offset*. Les résultats préliminaires montrent que la convergence de l'algorithme est effectivement améliorée lorsque l'on fait décroître ϵ (le cas sans métamodèle correspond à une valeur de ϵ très grande). Cependant, nous recommandons de ne pas choisir la valeur de paramètre trop faible non plus, car alors trop de solutions seraient écartées, et il est arrivé que le temps imparti à la simulation soit entièrement utilisé pour constituer la première génération de mutants. Bien évidemment, les performances de l'algorithme dans ce cas-là sont médiocres, puisque les meilleures solutions trouvées sont pour la plupart aléatoires.

Titre : Optimisation du pilotage d'un Réacteur à Eau Pressurisée dans le cadre de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Mots clefs : Réacteur Nucléaire, Transition énergétique, Optimisation, Energies renouvelables

Résumé : L'augmentation de la part des énergies renouvelables intermittentes (solaire ou éolien) s'inscrit dans le cadre de la transition énergétique et représente une évolution majeure du parc électrique français. Il est prévu que la part de ces énergies dans le mix passe de 6% actuellement à 30% d'ici à 2030. En raison de leur caractère intermittent, cette augmentation accentuera les déséquilibres entre l'offre et la demande, et les autres moyens de production, l'énergie nucléaire en tête, devront donc s'adapter. La thèse s'inscrit dans ce contexte et vise à augmenter la disponibilité de suivi de charge des centrales, en améliorant leur pilotage durant tout le cycle d'exploitation. Parmi l'ensemble des réacteurs du parc nucléaire fran-

çais, les réacteurs à eau pressurisés d'une puissance électrique de 1300 MW sont choisis en raison de leur capacité au suivi de charge. Dans un premier temps, un modèle multi-physique de type simulateur de la centrale est développé, permettant de prendre en arguments les paramètres principaux des barres de commande et de déterminer deux critères d'intérêt : un critère en lien avec le diagramme de pilotage et le volume d'effluents. Le problème d'optimisation est alors résolu grâce à des algorithmes évolutionnaires parallèles asynchrones de type maître-esclave, et les modes de pilotage les plus performants obtenus sont commentés au regard du mode de pilotage actuel.

Title : Operation optimization of a Pressurized Water Reactor in the framework of the energetic transition using evolutionary algorithms

Keywords : Nuclear Reactor, Energetic transition, Optimisation, Renewables energies

Abstract : The increase of the renewable intermittent energies contribution (as wind farms, solar energy) is a major issue in the actual context of energetic transition. The part of intermittent renewable energies is indeed forecast to be around 30% of the total production in 2030, against 6% today, but their intermittent production may lead to an important imbalance between production and consumption. Consequently, the other ways of power production must adapt to those variations, especially nuclear energy which is the most important in France. This work aims at increasing the availability of the power plants to load-follow, by optimizing their manageability all along their ope-

ration cycle. Among the French nuclear fleet, the pressurized water reactors (PWR) producing 1300 electrical MW and operated in the "G" mode are considered as they show the higher capability to load-follow. In a first step, a multi-physics PWR model is designed taking as inputs the main parameters of the control rods, and computing in few minutes the criteria of interest which are linked to the control diagram and to the effluents volume. The optimization problem which consists in minimizing those two values of interest is then solved thanks to a parallel asynchronous master-worker evolutionary algorithm. Finally, the efficient operating modes are discussed.