



HAL
open science

Optimisation multi-objectifs du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression en suivi de charge dans le contexte de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Valentin Drouet

► To cite this version:

Valentin Drouet. Optimisation multi-objectifs du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression en suivi de charge dans le contexte de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires. Energie électrique. Université Paris-Saclay, 2020. Français. NNT : 2020UPASP024 . tel-03186048

HAL Id: tel-03186048

<https://theses.hal.science/tel-03186048>

Submitted on 30 Mar 2021

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.

Optimisation multi-objectifs du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression en suivi de charge dans le contexte de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Thèse de doctorat de l'université Paris-Saclay

École doctorale n° 576 : Particules Hadrons Énergie et Noyau :
Instrumentation, Image, Cosmos et Simulation (PHENIICS)
Spécialité de doctorat: Énergie nucléaire
Unité de recherche : CEA, Service d'Études des Réacteurs et de Mathématiques Appliquées, 91191, Gif-sur-Yvette, France
Réfèrent : Faculté des sciences d'Orsay

Thèse présentée et soutenue à Gif-sur-Yvette, le 2/10/20, par

Valentin DROUET

Composition du Jury

Claire VAGLIO-GAUDARD Experte Senior, HDR, CEA Cadarache	Présidente
Lhassane IDOUMGHAR Professeur, Université de Haute Alsace	Rapporteur & Examineur
Bilel DERBEL Maître de conférences, HDR, Université de Lille	Examineur
Xavier DOLIGEZ Docteur, Université Paris Saclay	Examineur
Matthieu GUILLO Docteur, EDF	Examineur
Cheikh DIOP Directeur de recherche, HDR, CEA, Université Paris Saclay	Directeur de thèse
Sébastien VEREL Professeur, Université du Littoral Côte d'Opale	Co-directeur de thèse
Jean-Michel DO Ingénieur de recherche, CEA Saclay	Invité
Jean-Charles LE PALLEC Docteur, CEA Saclay	Invité

Remerciements

Les travaux présentés dans ce manuscrit sont le résultat de trois ans passés au service d'études des réacteurs et de mathématiques appliquées, au CEA, et dont la réussite est en grande partie due aux personnes qui m'ont soutenu tout au long de cette expérience. Je tiens d'abord à remercier Sébastien Verel, mon directeur de thèse, qui m'a fait découvrir pendant ces trois ans la discipline complètement nouvelle pour moi qu'est l'optimisation multi-objectifs. Nos longues discussions sur la conception d'algorithmes et sa patience à décortiquer mes idées pas toujours très rigoureuses ont été un des grands plaisirs de cette thèse.

Merci à Jean-Michel, mon encadrant, pour avoir initié ce projet avec Jean-Charles et l'avoir suivi pendant ces trois ans, tout en me laissant une grande autonomie. Un grand merci également à Cheikh Diop, mon co-directeur de thèse, pour ses commentaires toujours extrêmement positifs et encourageants, et pour avoir géré tous les aspects administratifs de cette thèse. Merci à toute l'équipe du SERMA et du LPEC. Merci à Céline pour sa gestion du laboratoire, en particulier pendant le confinement, qui était une période difficile pour tous. Merci à Carole, toujours efficace pour régler n'importe quel problème pratique, et qu'on est toujours content de croiser dans les couloirs du service.

Ces trois années n'auraient pas eu la même saveur sans tous mes collègues doctorants. Merci à Paul pour nos discussions de milieu d'après-midi, merci à Wesley et Margaux, les deux personnes les plus positives qu'il m'ait été donné de côtoyer, merci à Laura, Nicolas, Thomas, Damien... Un merci particulier à Robin, mon premier stagiaire puis collègue de bureau, et dont la participation à ces travaux a été précieuse.

Merci à Hubert Grard pour ses conseils, et pour son livre, devenu ma bible pendant ces trois ans. Merci à PEB, qui a adapté mes travaux en bande dessinée, un exercice passionnant et très enrichissant.

Merci à ma famille, pour leurs encouragements, leur soutien, et leur curiosité tout au long de mes études.

Enfin, ces remerciements ne seraient pas complets sans mentionner mes bécasses préférées et leurs croulements continus. Thomas pour l'ensemble de son œuvre, et en particulier ses suggestions, corrections, et son point de vue d'économiste et d'électricien qui a beaucoup enrichi ma compréhension des enjeux de ces travaux, mais aussi pour sa maîtrise des playlists. Roman pour son jugement toujours adéquatement détestable et son amour pour les lances bretonnes. Dr. Fossati pour sa *fabuleuse* gentillesse et sa règle des deux pages qui m'a sauvé pendant le confinement. Simon pour sa douceur chocolatée et ses protons. Merci également à Alexis, pour nos échanges de frustrations et plaintes respectives, toujours agréables. Enfin, merci à Lucas, qui depuis deux ans a été là pour toutes les colères, les doutes, les échecs, les déceptions et les réussites, avec toujours le bon gif.

Note sur le bilan carbone

Les travaux de cette thèse reposent sur 2 500 000 heures de simulation réalisées sur le cluster Joliot-Curie [13], du TGCC (Très Grand Centre de Calcul) du CEA, attribuées dans le cadre des appels à projet GENCI [23]. La consommation d'électricité du secteur numérique est en constante augmentation et atteint en 2019 10% des usages, dont 30% liés au numérique résidentiel, et 70% au numérique industriel [68]. En se basant sur la consommation par processeur du cluster Joliot-Curie [57], d'environ 7W, on peut estimer la consommation totale d'électricité de ces travaux à 17.5 MWh, répartis sur deux ans. Cela représente environ la consommation résidentielle d'un foyer de 4 personnes sur la même période¹. Concernant le bilan carbone, en considérant que la production d'électricité en France génère environ 50 à 80 grammes de CO₂ équivalents par kWh, le bilan carbone des travaux de simulation est d'environ 2 tonnes équivalentes de CO₂, c'est-à-dire le même ordre de grandeur qu'un aller retour en avion d'environ 3000 km.

1. Hors chauffage, d'après RTE.

Table des matières

Introduction	9
1 Contexte et objectifs	12
1.1 La production d'électricité en France : état des lieux et évolutions	13
1.1.1 Scénarios d'évolution des moyens de production d'électricité	13
1.1.2 Principes d'exploitation du réseau électrique français	19
1.1.3 Évolutions des marchés de l'électricité	22
1.2 Spécification du cas d'étude : présentation du palier P4 de 1300MW	24
1.2.1 Principe de fonctionnement d'un réacteur à eau pressurisée	24
1.2.2 Principes du pilotage d'un REP	24
1.2.3 Caractéristiques techniques du palier P4	28
1.3 Objectifs et périmètre de la thèse	32
1.3.1 Objectifs de modélisation	32
1.3.2 Objectifs d'optimisation	32
I Conception d'un modèle de réacteur à eau pressurisée adapté au suivi de charge piloté en mode G	34
2 Modélisation des systèmes primaires et secondaires	35
2.1 État de l'art de la modélisation des différents composants du réacteur	36
2.1.1 Modélisation du cœur du réacteur	36
2.1.2 Modélisation du générateur de vapeur et du circuit secondaire	38
2.1.3 Modélisation de la boucle primaire	39
2.2 Choix de modélisations pour les différents composants du réacteur	40
2.2.1 Modélisation du cœur du réacteur	40
2.2.2 Modélisation de la partie conventionnelle	41
2.2.3 Modélisation de la boucle primaire	42
2.2.4 Modélisation des générateurs de vapeur	43
2.2.5 Modélisation de la boucle secondaire	45
2.3 Construction d'un simulateur de réacteur en dynamique libre	48
2.3.1 Schéma de calcul global	48
2.3.2 Schéma de calcul système	48
2.3.3 Schéma de calcul neutronique	49
2.4 Éléments de validation en dynamique libre	50
2.4.1 Simulateurs disponibles pour la validation	50
2.4.2 Validation des équations simplifiées du secondaire	50
2.4.3 Validation pour une baisse de charge en dynamique libre	50
2.5 Définition et calcul des observables du suivi de charge	53
2.5.1 Observables liées au coût du transitoire	53
2.5.2 Observables liées à la stabilité axiale	54
2.5.3 Observables liées à la sûreté	55
2.6 Conclusion	57
3 Stratégie de pilotage du réacteur	58
3.1 Historique et état de l'art du pilotage de réacteurs	59
3.1.1 Du mode A au mode T : le pilotage des réacteurs nucléaires en France	59
3.1.2 État de l'art de la recherche sur le pilotage des réacteurs	63
3.2 Modélisation du pilotage en mode G	66

3.2.1	Calcul de la courbe de calibrage du GCP	66
3.2.2	Modélisation équivalente du mouvement des barres de contrôle et de la variation de la concentration en bore soluble	70
3.2.3	Principe et difficultés	70
3.2.4	Modèle retenu	70
3.3	Résultats et validation en dynamique contrôlée	74
3.3.1	Allure du transitoire de puissance	74
3.3.2	Comparaison avec d'autres simulateurs	74
3.4	Identification des leviers d'action pour l'optimisation des performances du suivi de charge	78
3.4.1	Paramètres de pilotage	78
3.4.2	Modification du principe de pilotage	79
3.5	Conclusion	81
 II Optimisation multi-objectifs des performances en suivi de charge à l'aide d'algorithmes évolutionnaires		82
4	Optimisation du suivi de charge en début de cycle	83
4.1	Optimisation multi-objectifs et paysage de fitness : définitions	84
4.1.1	Optimisation multi-objectifs : définition et mesure des performances	84
4.1.2	Résolution de problèmes de type "boîte noire" combinatoires à l'aide de méthodes stochastiques	86
4.1.3	Algorithme à décomposition MOEA/D	88
4.1.4	Paysage de fitness : définitions et usages	90
4.1.5	Utilisation de méta-modèles pour l'optimisation multi-objectifs	91
4.2	Démarche de définition du problème d'optimisation et de calibrage de l'algorithme à partir de l'étude des paysages de fitness	93
4.2.1	Échantillonnage de l'espace de recherche à l'aide d'une marche aléatoire uniforme	93
4.2.2	Définition du problème d'optimisation prenant en compte l'analyse de paysage de fitness	94
4.2.3	Calibrage de l'algorithme MOEA/D à partir de l'analyse du paysage de fitness	95
4.3	Application à l'optimisation du suivi de charge	96
4.3.1	Définition du problème d'optimisation	96
4.3.2	Calibrage des paramètres de mutation à partir de l'analyse du paysage de fitness	99
4.3.3	Analyse des performances de l'algorithme calibré	100
4.3.4	Influence de la définition du voisinage	104
4.4	Analyse physique des pilotages optimisés	107
4.4.1	Analyse des paramètres de gestion performants	108
4.4.2	Étude de quelques transitoires performants	108
4.5	Conclusion	111
5	Optimisation du suivi de charge pour le cycle complet	112
5.1	Comparaison des résultats d'optimisation aux différents moments du cycle d'exploitation	113
5.1.1	Adaptation de l'algorithme AMW-MOEA/D aux différents points du cycle	113
5.1.2	Analyse des résultats d'optimisation pour 4 moments du cycle d'exploitation	116
5.1.3	Robustesse des solutions optimisées au changement de burnup	118
5.2	Définition d'un nouveau problème d'optimisation pour le cycle complet et résolution par l'algorithme AMW-MOEA/D	121
5.2.1	Définition des nouveaux objectifs	121
5.2.2	Adaptation de l'algorithme AMW-MOEA/D	122
5.2.3	Analyse des performances	122
5.3	Algorithme AMW-MOEA/D assisté par un méta-modèle	127
5.3.1	Algorithme SA-AMW-MOEA/D	127
5.3.2	Calibrage de l'algorithme et choix du méta-modèle	129
5.3.3	Résultats et discussion	132
5.4	Analyse physique des pilotages optimisés pour le cycle complet	136
5.4.1	Analyse statistique des solutions performantes pour tout le cycle d'exploitation.	136
5.4.2	Analyse physique des transitoires de puissance pour une solution optimale	138
5.5	Conclusion	141

6 Robustesse des pilotages optimisés	142
6.1 Robustesse à une modification des paramètres du transitoire de référence	143
6.1.1 Adaptation de l'algorithme SA-MOEA/D	143
6.1.2 Analyse des distributions des paramètres comparées	143
6.1.3 Robustesse des solutions optimisées pour le transitoire de référence	145
6.2 Robustesse à un changement de type de transitoire de puissance	147
6.2.1 Analyse des distributions des paramètres comparées	147
6.2.2 Robustesse des solutions optimisées pour le transitoire de référence	149
Conclusion et perspectives	151
Liste des acronymes	154
Bibliographie	155
Annexe A Étude d'une modification du mode de pilotage	160
A.1 Périmètre d'action	160
A.2 Modélisations disponibles	161
A.3 Correcteur PID	162
A.3.1 Principe et mise en œuvre	162
A.3.2 Adaptation à la bande limitée de contrôle du GRT	162
A.4 Résultats	164
A.4.1 Calibrage du correcteur PID	164
A.4.2 Impact des nouveaux pilotages sur les observables du suivi de charge	165

Introduction

Face à l'enjeu du réchauffement climatique, et pour répondre à l'objectif de l'accord de Paris signé à l'issue de la COP21 de limiter le réchauffement de l'atmosphère terrestre à 2 °C à l'horizon 2100, la production d'énergie, première productrice de CO₂ à l'échelle mondiale, doit s'adapter. En France, la production d'électricité repose depuis les années 80 sur l'usage du parc nucléaire, représentant 63% de la puissance installée et près de 75% de la puissance produite (2015). Cependant, ces dernières années ont vu des évolutions importantes du parc de production, avec en particulier une forte augmentation des capacités de production d'électricité renouvelables, de type éolien ou solaire.

Cette évolution, permettant un mix électrique diversifié, a été entérinée par la loi du 17 août 2015 sur la transition énergétique pour la croissance verte (LTECV). Cette loi prévoit une réduction des émissions de gaz à effet de serre de 40% par rapport au niveau de 1990 d'ici 2030, et une division par 4 d'ici 2050. Elle prévoit notamment de réduire la consommation d'énergie totale, et en particulier la part des énergies fossiles, appelée à réduire de 30% par rapport à son niveau de 2012 d'ici à 2030. Concernant la production d'électricité, déjà largement décarbonée en France grâce au parc nucléaire, la LTECV prévoit une diversification du mix, avec une augmentation importante de la part d'énergies renouvelables, et une réduction à 50% de la part d'énergie nucléaire dans la puissance produite à l'horizon 2025. Les objectifs de la LTECV sont traduits régulièrement dans un document stratégique issu d'un débat public et fixant les objectifs d'évolution du mix énergétique, appelé Planification Pluriannuelle de l'Énergie (PPE).

RTE décrit pour la première fois dans son bilan prévisionnel 2017 [67] un marché de l'électricité assurant la sécurité d'approvisionnement, mais sans marge de manœuvre. La question se pose donc de la difficulté du pilotage du réseau électrique dans les années à venir, sous la pression de l'intermittence des énergies renouvelables. En effet, si le parc nucléaire a l'avantage d'être pilotable, les énergies solaire et éolienne sont soumises aux aléas météorologiques. De plus, ces énergies ayant un coût marginal de production nul du fait de leur production subie, elles sont prioritaires sur le réseau. Ces aléas de production se répercutent donc sur le reste du parc de production. FEUTRY donne dans [22] l'exemple d'une production éolienne soudainement augmentée un soir à l'heure de pointe. Avec le parc de production actuelle, ce pic de production peut être compensé par un arrêt des moyens de productions de pointe classiques, comme les centrales à gaz ou à charbon. Cependant, si le coup de vent se prolonge, jusqu'au creux de consommation de la nuit, c'est la production nucléaire qui va devoir s'adapter. On conçoit donc aisément que dans un mix dépourvu de centrales à charbon ou à gaz, les aléas se répercutent directement sur le parc nucléaire. Dans tous les scénarios étudiés par RTE, qui atteignent chacun 40% d'énergies renouvelables, le nucléaire est appelé à une plus grande flexibilité. De nouvelles capacités de modulation de puissance sont attendues par RTE, afin de prévenir des surplus de production. Cette manœuvrabilité accrue des centrales nucléaires n'est qu'un aspect d'une série d'ajustements comportant des aspects purement économiques liés à la flexibilité des marchés de l'électricité, une part importante d'autoconsommation (3.8 millions de foyers équipés de panneaux solaires), le développement des interconnexions à l'échelle européenne, une diminution de la consommation en pointe...

Ce travail participe à l'accroissement de la capacité de modulation du parc nucléaire français. Il s'intéresse en particulier à la capacité à réaliser des transitoires de puissance rapides et de grande amplitude, dits transitoires de suivi de charge. En France, étant donnée la part importante de nucléaire, cette question a été prise en compte très tôt dans le développement du parc nucléaire. Ainsi, si les premiers réacteurs déployés à grande échelle, d'une puissance de 900MW (CP0) ne permettaient pas de faire de variations rapides de puissance, et en particulier, étaient incapables de remonter rapidement à la puissance nominale en cas de besoin sur le réseau, les tranches suivantes, utilisant un nouveau mode de pilotage appelé mode G, ont une grande capacité de suivi de charge. Elles sont en effet capables de descendre à 30% de leur puissance nominale (PN) en quelques minutes, avec une pente de 5% PN par minute. Parmi les transitoires régulièrement effectués sur ces réacteurs, les pentes sont généralement bien inférieures, pour 60% inférieures à 0.5% PN par minute [15], et les paliers atteints rarement aussi bas, principalement de l'ordre de 50% de la puissance nominale [15]. La pente maximale de 5% de la puissance nominale par minute pour la baisse ou la remontée en charge exprime la capacité du réacteur à pouvoir

faire un retour instantané à la puissance nominale en cas de défaillance d'une unité de production. La pente de 5% PN/min étant la pente maximale autorisée par les règles générales d'exploitation, elle est dimensionnante, et on considèrera donc pour la suite le transitoire dit «6-18», consistant à baisser la charge à 30% de la puissance nominale à la pente maximale, pour un palier bas de 6 heures avant une remontée à la puissance nominale. Si ce transitoire est aujourd'hui réalisable sur les réacteurs à eau pressurisés pilotés en mode G du parc français, on se propose d'en optimiser les performances.

L'objet de cette thèse n'est cependant pas de concevoir un réacteur innovant ou un mode de pilotage complètement nouveau pour ces réacteurs. En effet, les nouveaux designs de réacteurs, comme par exemple l'EPR, ont intégré ces problématiques, et proposent des solutions performantes de suivi de charge avec une conduite automatique. Nous essayons au contraire de montrer que des leviers d'optimisation existent sur les réacteurs actuellement en exploitation, permettant une adaptation aux enjeux de la transition énergétique sans attendre le renouvellement du parc de production. Les leviers d'optimisation que nous considérons résident dans les paramètres du mode de pilotage, et en particulier dans les paramètres gérant le mouvement des barres de contrôle permettant d'assurer la conduite du réacteur. La mesure de la performance se fait selon plusieurs critères concernant le coût du transitoire, la stabilité axiale de la puissance dans le réacteur et le respect des exigences de sûreté. On citera par exemple la minimisation du volume d'effluents, c'est à dire le volume d'eau extrait du circuit primaire suite aux opérations de contrôle de la concentration en bore, et devant être traités spécifiquement, ou la minimisation des oscillations axiales de puissance dans le cœur, à la fois enjeu de sûreté et de disponibilité du réacteur pour un second transitoire. La composition du cœur et donc les performances du réacteur évoluent par ailleurs au cours du cycle d'exploitation, ce qui complexifie le fait de trouver une gestion des barres efficace tout au long de l'exploitation du réacteur.

Le calcul de ces différents objectifs est effectué grâce à un simulateur réalisant une modélisation multi-physique et multi-échelle du réacteur spécifiquement adaptée aux transitoires de suivi de charge. Ce simulateur est basé sur le code de calcul neutronique déterministe APOLLO3® développé au CEA. Ce simulateur est le résultat d'un compromis entre la précision physique des modèles employés et le temps de calcul, qui est un facteur déterminant dans une démarche d'optimisation, pour laquelle un grand nombre de configurations doivent être évaluées. La modélisation neutronique du cœur de réacteur repose sur une séparation des effets spatiaux, calculés en trois dimensions grâce à une simplification de l'équation du transport neutronique, et temporels, modélisés de façon ponctuelle. La modélisation de la partie secondaire et de la partie conventionnelle du réacteur est le résultat de lois empiriques et de modèles simplifiés adaptés à la cinétique des transitoires de suivi de charge. Enfin, un modèle simplifié du pilotage du réacteur, adapté aux contraintes de la simulation est développé afin de rendre compte des actions de l'opérateur de centrale lors d'un transitoire de suivi de charge.

Malgré l'utilisation d'un simulateur simplifié pour le suivi de charge, ce problème d'optimisation multi-objectifs reste coûteux, avec un ratio entre le temps de calcul et le nombre de configurations à étudier défavorable, ce qui justifie l'utilisation de méthodes d'optimisation évolutionnaire, avec des architectures informatiques distribuées. Nous reprenons en ce sens les travaux de MUNIGLIA [54], et en particulier l'algorithme d'optimisation multi-objectifs massivement parallèle et asynchrone basé sur la famille d'algorithmes MOEA/D (pour «*Multi-objective evolutionary algorithm based on decomposition*») qu'il a développé, dit AMW-MOEA/D pour «*Asynchronous Master Worker MOEA/D*». Nous proposons, afin d'aborder le problème complexe de l'optimisation des performances du suivi de charge, une nouvelle méthodologie *off-line* permettant, par une étude préalable peu coûteuse de fournir une aide à la définition du problème d'optimisation, en sélectionnant notamment les objectifs et les leviers d'optimisation les plus pertinents. Cette démarche est basée sur l'étude des paysages de fitness, et permet également de calibrer plus finement l'algorithme d'optimisation et d'en améliorer les performances, sans avoir à mener une coûteuse étude paramétrique.

Pour faire face à la difficulté des problèmes d'optimisation de type boîte noire dont la fonction à optimiser est issue du résultat d'un calcul par un simulateur coûteux, le champs des algorithmes assistés par des méta-modèles construits à partir des solutions déjà évaluées par l'algorithme, se développe rapidement. Nous proposons ici un algorithme asynchrone massivement parallèle basé sur l'architecture MOEA/D et assisté par une régression de type *random forest*, et nous montrons que cet algorithme offre de meilleures performances que l'algorithme AMW-MOEA/D. Il s'agit, à notre connaissance, du premier algorithme massivement parallèle asynchrone assisté par un méta-modèle. Dans une perspective de conception d'algorithme, l'asynchronicité de l'algorithme soulève de nouvelles questions, que nous nous efforçons de mettre en évidence.

L'utilisation de ces deux algorithmes permet de générer des configurations de gestion des barres de contrôle permettant d'améliorer de manière importante les performances du réacteur en suivi de charge, tout au long du cycle d'exploitation du réacteur et ce pour une variété de transitoires de puissance. L'analyse de ces solutions permet de tirer des conclusions quant aux évolutions possibles du pilotage de ces réacteurs afin de répondre aux enjeux de la transition énergétique. Ce travail offre également des outils méthodologiques performants afin de mener une optimisation multi-objectifs à partir d'un simulateur, qui pourraient être appliqués à d'autres types de réacteurs ou d'autres transitoires de puissance.

Le premier chapitre décrit le contexte de cette thèse, en particulier le fonctionnement du réseau électrique et les contraintes qu'il fait peser sur les réacteurs, ainsi que le cas d'étude qui sera conservé tout le long de ce travail, à savoir le réacteur à eau pressurisée de 1300MW du palier P4. Le second chapitre s'attache à décrire en détails les composants du réacteur et leur modélisation, les simplifications retenues pour la construction du simulateur, et enfin à identifier les observables pertinentes pour mesurer les performances du suivi de charge. Le troisième chapitre porte sur le pilotage du réacteur. Après un historique des différents modes de pilotage ayant été mis en œuvre sur le parc nucléaire français, et un état de l'art de la recherche sur les pilotages innovants pour l'optimisation du suivi de charge, la modélisation retenue du pilotage en mode G est présentée. Enfin, les leviers d'optimisation liés aux paramètres du pilotage sont identifiés. Le quatrième chapitre donne un état de l'art des méthodes d'optimisation multi-objectifs, avant de présenter une méthodologie *off-line* de définition du problème d'optimisation et de calibrage de l'algorithme AMW-MOEA/D ainsi que son application à l'optimisation des performances du pilotage au début du cycle d'exploitation pour le transitoire «6-18». Le cinquième chapitre se focalise sur la recherche de gestions des barres de contrôle performantes tout au long du cycle d'exploitation par plusieurs méthodes, et en particulier à l'aide d'un nouvel algorithme basé sur AMW-MOEA/D et assisté par un méta-modèle. Enfin, le sixième chapitre s'intéresse à la robustesse des solutions trouvées pour le transitoire «6-18» face à un changement de scénario de suivi de charge, et effectue une comparaison des gestions optimisées pour les différents types de transitoires pouvant être effectués sur le parc nucléaire français.

Contexte et objectifs

Le secteur de la production d'électricité en France est en pleine transformation. Introduction massive des énergies renouvelables, fermeture de centrales thermiques, introduction du véhicule électrique... Le résultat de ces évolutions est un réseau électrique ayant des besoins accrus de flexibilité afin de maintenir la sécurité d'approvisionnement, et auquel le parc nucléaire doit s'adapter. On propose dans ce chapitre un état des lieux de ces transformations, à partir du bilan prévisionnel de l'électricité pour la période 2018-2028 de RTE. Dans un second temps, on présente le cas d'étude de nos travaux, le palier P4 : un réacteur à eau pressurisée de 1300MW. On présente d'abord ses caractéristiques et les grands principes de son exploitation, avant de définir la portée et les objectifs de la thèse.

1.1 La production d'électricité en France : état des lieux et évolutions

Le document de référence de l'état des lieux de la production électrique en France est le bilan prévisionnel annuel de RTE [68]. Ce document vise à évaluer la sécurité d'approvisionnement en France, définie par trois critères :

- le dimensionnement du parc de production et d'effacement ¹ ;
- la sûreté d'exploitation en temps réel, c'est à dire le maintien de la fréquence du réseau à la valeur de 50 Hz ;
- la maîtrise de la tension.

Le premier point consiste à évaluer si l'ensemble des moyens de production, ainsi que des moyens d'effacement permettent d'assurer la production en cas d'événements extrêmes, comme des vagues de froid ou des indisponibilités de réacteurs. Le second point mesure la capacité des moyens de productions à réagir en cas d'aléas, pour adapter leur puissance en temps réel afin de maintenir l'équilibre du réseau. C'est ce point qui nous intéresse dans les travaux présentés ici, en particulier les effets qu'il a sur le parc nucléaire. Enfin, le troisième point vise à assurer le maintien de la tension à son niveau nominal sur l'ensemble du territoire.

RTE dispose de différents leviers d'action pour assurer l'équilibre du réseau en temps normal, à la fois via les marchés de l'électricité ou avec des moyens «post marché». Ces moyens incluent l'effacement, le *redispatching*, le *counter-trading*, l'appel à des capacités de production, les échanges avec les autres pays européens... RTE dispose également de moyens exceptionnels comme l'appel aux gestes citoyens ou l'interruption de gros contrats pour faire face à certains événements.

On s'intéresse dans un premier temps à la description des moyens de productions et de leur évolution telle que prédite par RTE, ainsi que ses conséquences sur les sollicitations du parc nucléaire. Dans un deuxième temps, on rappelle les principes généraux d'exploitation du réseau électrique, et en particulier du parc nucléaire. Enfin, un bref état des lieux des évolutions concernant les mécanismes de marché est présenté.

1.1.1 Scénarios d'évolution des moyens de production d'électricité

Le critère défini par les pouvoirs publics pour le dimensionnement du parc de production est la règle dite des trois heures, ce qui signifie que la durée totale de défaillance du réseau par an ne doit pas dépasser 3 heures en espérance, en moyenne sur 10 ans.

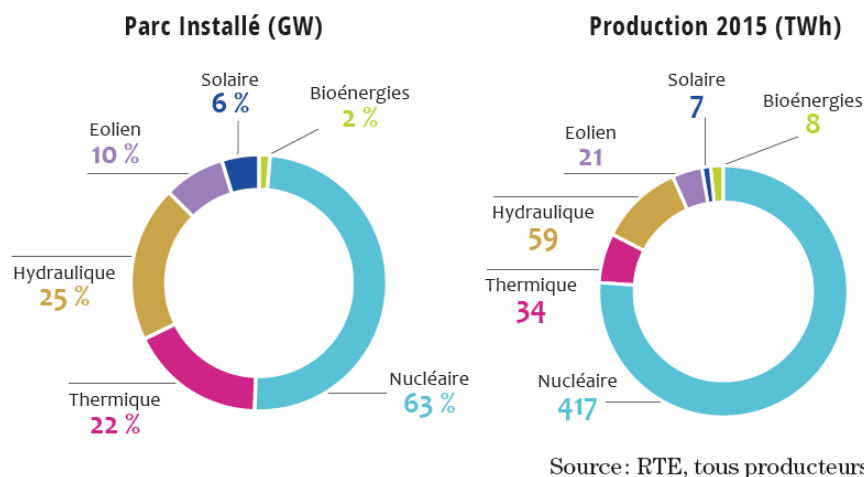


FIGURE 1.1 – Puissance installée en France au 31/12/2015 et production effective en 2015. (Source [22])

Le parc actuel de production (2015) est donné sur la figure 1.1. La production nucléaire représente aujourd'hui environ 75% de la production effectuée, loin des objectifs de la LTECV de 50% de production nucléaire en 2025. La part d'énergies renouvelables est de 16% de la production effectuée, principalement d'origine hydraulique. La part d'énergies renouvelables intermittentes (éolien et solaire) effectuée est de 5% de la production totale,

1. L'effacement de la consommation électrique consiste à réduire la consommation d'un site donné par rapport à sa consommation normale afin d'équilibrer le réseau électrique.

contre 16% de la capacité installée. Les moyens de production thermiques (gaz, charbon, fioul), sont sollicités dans les pointes, pour un total de 6% de la production, soit plus que l'éolien et le solaire cumulés. Le parc actuel a toujours permis le respect de la règle des trois heures [68], mais ses évolutions en cours tendent à en réduire la marge de manœuvre. En particulier, le parc devient très dépendant des moyens de productions nucléaires[67].

1.1.1.1 Évolution des capacités de production d'électricité

La figure 1.2 donne l'évolution des moyens de production à court terme (2025) telle que prédite par RTE dans son rapport 2019 [68]. Les données 2018 sont le réalisé. Le cercle extérieur représente les différentes productions, et le cercle intérieur représente leur utilisation (consommation, export, stockage par pompage). La consommation totale est considérée égale à la consommation actuelle. La production augmente, avec une augmentation des échanges vers le reste de l'Europe (30 TWh d'exportations supplémentaires).

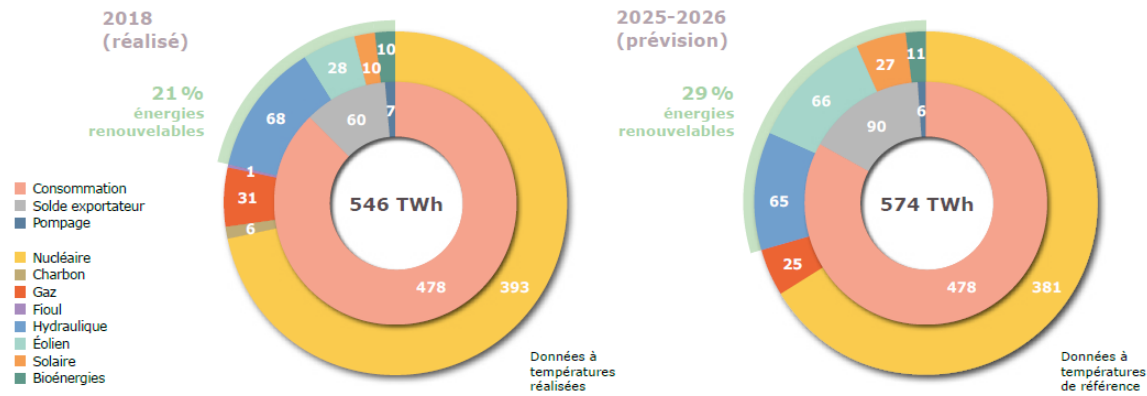


FIGURE 1.2 – Évolution des capacités de production d'électricité entre 2018 (réalisé) et 2025 (prédiction). (Source [68])

La part d'énergies renouvelables intermittentes connaît une forte augmentation entre 2018 et 2025, avec triplement de la production photovoltaïque (Fig. 1.3a), et un quasi triplement de la capacité éolienne, incluant une augmentation de l'éolien terrestre (Fig. 1.3b) et un développement de l'éolien *offshore*. La figure 1.3 présente l'évolution prédite des capacités solaires et éoliennes jusqu'en 2028 selon trois scénarios : un scénario tendanciel, suivant l'évolution actuelle, un scénario haut respectant les objectifs de la PPE, ainsi qu'un scénario médian (qui est celui retenu sur la figure 1.2).

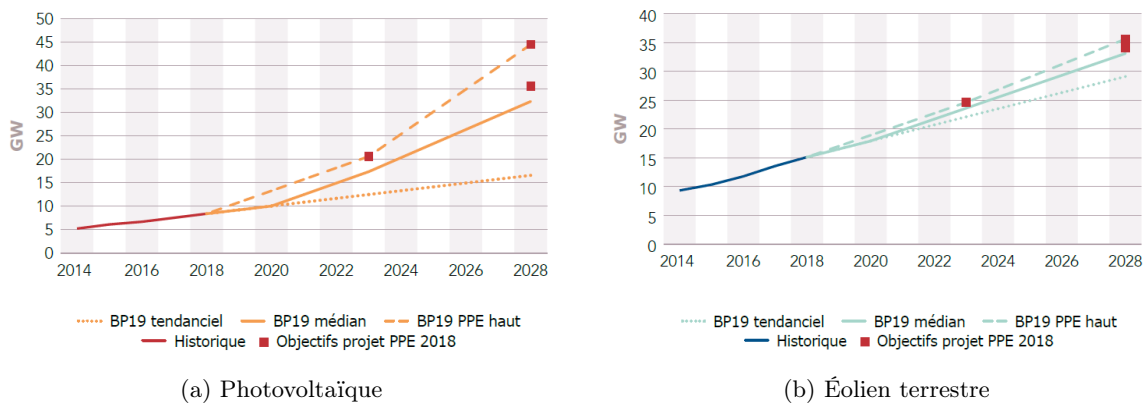


FIGURE 1.3 – Évolution des capacités de production photovoltaïque et éolienne terrestre selon plusieurs scénarios. L'objectif de la programmation pluriannuelle de l'énergie est donné en rouge. (Source [68])

RTE prévoit une accélération de l'installation de capacité photovoltaïque, suite à l'appel d'offre de la PPE 2018 (2 GW de photovoltaïque au sol, et 0.9 GW de solaire sur toit), deux fois supérieur à l'appel d'offre de la précédente PPE. L'éolien terrestre suit plus ou moins son évolution tendancielle, mais est accompagné du développement de l'éolien en mer, avec une capacité en cours de développement de 3 GW, et de nouveaux appels d'offre en cours. La production hydraulique restant stable, cette augmentation importante de la production renouvelable est entièrement liée à l'augmentation des productions intermittentes.

La seconde évolution majeure du parc de production est la fermeture progressive des moyens de production thermiques (voir Fig. 1.4). En particulier, l'arrêt complet des centrales à charbon est prévu pour 2022. Les moyens de production thermiques constituent aujourd'hui une réserve importante de capacité de production pour répondre aux pics de consommation en hiver. Leur baisse contribue donc de manière importante à la réduction de la marge du réseau par rapport à la règle des 3 heures. Par ailleurs, ces capacités de production sont très réactives, et sont donc également une réserve importante en cas d'aléas rapides pour équilibrer le réseau [67].

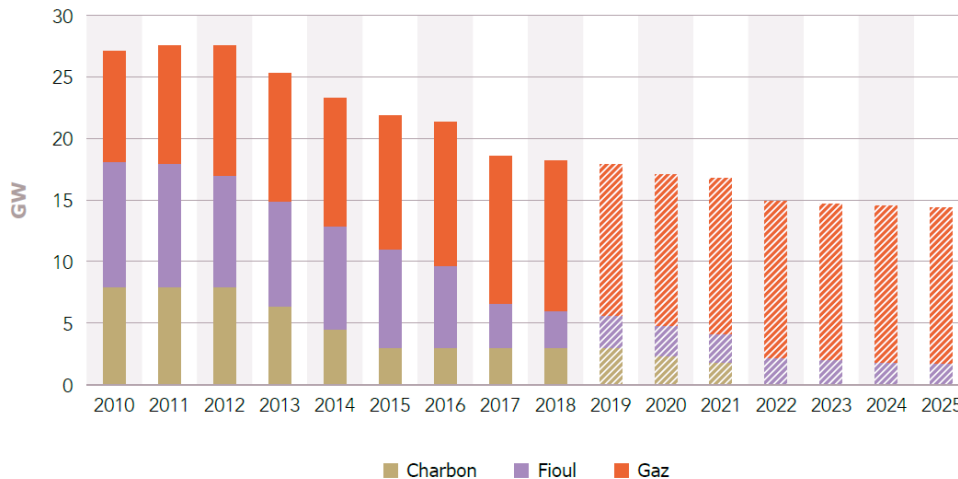


FIGURE 1.4 – Évolution des capacités de production thermiques (réalisé et prédictions). (Source [68])

La filière cycle combiné gaz, offrant un rendement deux fois supérieur aux centrales de production thermique classiques, garde une production stable. En effet, si la PPE interdit le développement de nouvelles centrales, aucune fermeture n'est prévue dans un avenir proche [68]. Les centrales de cogénération, principalement à gaz, produisent actuellement 5.3 GW de production thermique, et contribuent significativement à l'équilibre du système électrique. Ce parc de centrales ne devrait pas augmenter, car considéré dans la PPE comme non compatible avec les objectifs d'émission de gaz à effet de serre.

Le stockage d'électricité, déjà présent sur le parc français sous la forme de stockage gravitaire hydraulique (STEP), est également amené à se développer, offrant à RTE de nouvelles réserves de capacité. Le parc STEP, aujourd'hui d'une puissance de pompage de 4.2 GW et de turbinage de 4.9 GW pourrait voir sa capacité augmentée de 1.5 GW dans le cadre de la remise en concurrence des concessions hydrauliques en 2025, soit une augmentation de 30%. Par ailleurs, si le projet de PPE n'annonce pas d'objectifs chiffrés, la baisse des coûts du développement des batteries suite à des évolutions technologiques offre de nouveaux horizons en terme de stockage d'énergie. En particulier, le développement du véhicule électrique devrait permettre une large diffusion de batteries auprès des particuliers, et offrir de nouveaux services de flexibilité de type *vehicule-to-grid* aux particuliers.

La filière d'effacement est amenée à se développer, car elle constitue pour RTE un levier efficace pour gérer les pics de production, et plus largement pour répondre aux nouveaux besoins de flexibilité du réseau électrique. La capacité actuelle d'effacement est de 2.9 GW. La PPE prévoit une croissance importante de cette capacité, jusqu'à 6.5 GW en 2028, accompagnée d'une amélioration de la fiabilité de la filière, et de son «verdissement». En particulier, dans une perspective de réduction de l'émission de gaz à effet de serre, la PPE demande une réduction des capacités d'effacement utilisant des groupes électrogènes, constituant une part importante de la filière, au profit des effacements dits «verts».

Enfin, le parc nucléaire n'est pas exempt de transformations. Si la fermeture des réacteurs de Fessenheim a été effectuée, il subsiste des incertitudes importantes sur la date de mise en service de l'EPR de Flamanville, sur le positionnement des visites décennales des réacteurs arrivant à 40 ans d'exploitation, ainsi que sur la disponibilité des réacteurs en dehors de ces visites. RTE note en effet une augmentation des arrêts de maintenance en dehors des visites décennales, soit programmés (rechargements, visites partielles), soit contraints, comme par exemple les arrêts de certains réacteurs pendant les canicules à cause d'une température trop élevée de leur source froide, dont plusieurs ont eu lieu en 2019 et 2018 [82], [83]. Concernant les visites décennales, elles concernent pour l'horizon étudié par le Bilan Prévisionnel RTE (2018-2028) une quarantaine de réacteurs, et constituent donc un facteur d'inquiétude important pour la disponibilité des centrales. RTE note de plus un allongement des visites décennales, habituellement de 60 jours, en raison des incertitudes. Ces allongements vont de 0 à 6 mois, avec une forte variabilité.

En conclusion, on retiendra que l'augmentation importante des énergies renouvelables intermittentes, la réduction des capacités de production thermiques, ainsi que les inquiétudes sur la disponibilité du parc nucléaire font peser une pression importante sur le parc nucléaire, à la fois pour sa capacité à gérer les pics de puissance avec une disponibilité potentiellement faible, mais aussi pour le réglage de l'équilibre du réseau suite aux aléas, notamment des productions éolienne ou solaire.

1.1.1.2 Conséquences sur la production en temps réel à l'horizon 2035

Après une description statique de la capacité de production, on s'intéresse désormais à la production d'électricité sur des semaines types de l'année 2035. Pour cela, on utilise les différents scénarios étudiés par RTE dans son bilan prévisionnel 2017 [67]. Les 4 scénarios correspondent à des hypothèses différentes de développement des énergies renouvelables, thermiques et nucléaires :

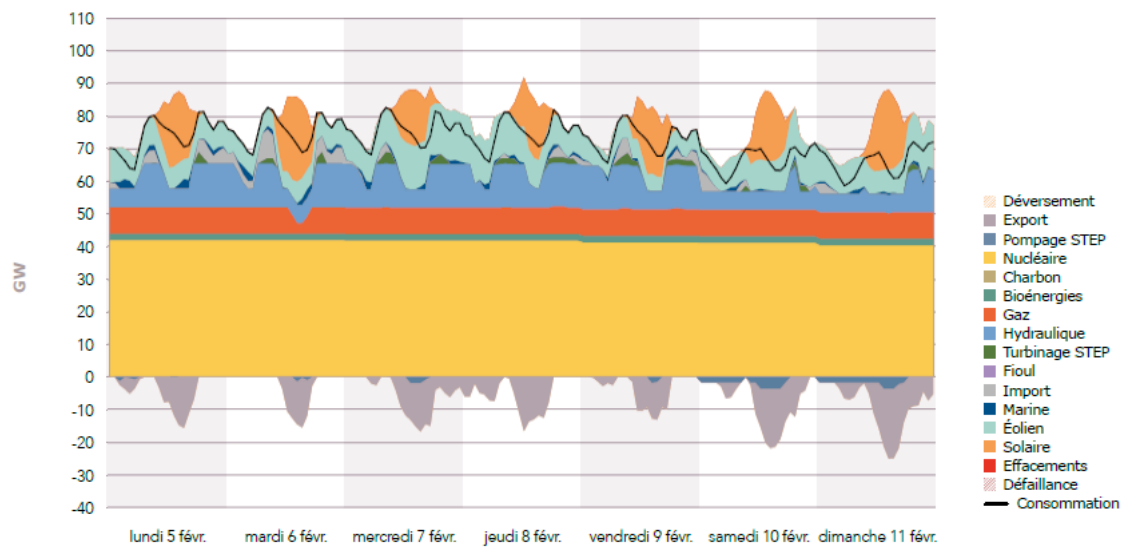
- Le scénario AMPERE correspond à une réduction de la capacité nucléaire au rythme du développement de la capacité renouvelable, sans nouvelles capacités thermiques. Les capacités renouvelables se développent jusqu'à atteindre 50% de la production, pour 46% de production nucléaire (objectif de la LTECV atteint en 2030) et 4% de production thermique. Le renouvelable intermittent (photovoltaïque, éolien terrestre et en mer) représente 149 GW installés. La capacité nucléaire baisse de 14.5 GW suite au déclassement de 16 réacteurs. Ce scénario nécessite un développement effectif de la capacité de flexibilité du système électrique. Les émissions de gaz à effet de serre diminuent sur la période.
- Le scénario VOLT correspond à un développement soutenu de la capacité renouvelable, avec une évolution de la capacité nucléaire dépendant des opportunités de marché. L'évolution des moyens renouvelables est moins rapide que dans le scénario AMPERE, avec une capacité finale de 115 GW, et la capacité nucléaire ne diminue que de 8 GW, ce qui ne permet pas d'atteindre l'objectif 50% de nucléaire en 2030. L'évolution du mix électrique permet une diversification, mais plus lente que dans le scénario AMPERE. Les émissions de gaz à effet de serre diminuent fortement sur la période (-60% pour les émissions françaises, et une économie de 53 millions de tonnes de CO₂ par an en Europe grâce à l'exportation).
- Le scénario HERTZ prévoit le développement de moyens de productions thermiques en plus des énergies renouvelables pour atteindre plus rapidement la part de 50% du nucléaire. Il permet d'atteindre l'objectif de la LTECV mais avec une augmentation de 10 GW de la capacité de production thermique à gaz. Les émissions de gaz à effet de serre ne diminuent pas sur la période.
- Le scénario WATT prévoit le déclassement automatique des centrales atteignant 40 ans d'exploitation. La part du nucléaire diminue ainsi de manière très importante jusqu'à atteindre 11% de la production. Les énergies renouvelables atteignent 70% de la production, avec une capacité installée très supérieure aux autres scénarios. La production thermique atteint 18% de la production, avec une capacité accrue de 18 GW pour le thermique à gaz. Les émissions de gaz à effet de serre augmentent sur la période.

On retiendra pour la suite de ces travaux les scénarios AMPERE et VOLT, conservant une forte part d'énergie nucléaire sans augmentation de la production thermique. Ce sont ces scénarios qui entraînent le plus fort besoin de flexibilité du parc nucléaire. Pour ces deux scénarios, on regarde le profil de production pour une semaine type. On s'intéresse d'abord à une semaine hivernale (Fig. 1.5). Dans les deux scénarios, le parc nucléaire fonctionne en base pendant l'hiver, période de l'année avec la plus grosse consommation. Le parc thermique à gaz fonctionne également en continu. Les pics de production solaires, décalés avec les pics de consommation (le matin et le soir) et les variations de l'éolien sont compensées par les centrales hydrauliques ou l'export, et plus rarement par le parc thermique. La capacité de suivi de charge du parc nucléaire n'est donc pas sollicitée. La différence entre les deux configurations en hiver réside donc uniquement dans la capacité nucléaire (différence de 6 GW entre les deux configurations) et la capacité renouvelable intermittente (différence de 35 GW entre les deux configurations). Le scénario VOLT présente, parmi les 4 scénarios, le plus faible risque de défaillance en hiver, lui permettant une marge par rapport à la règle des trois heures.

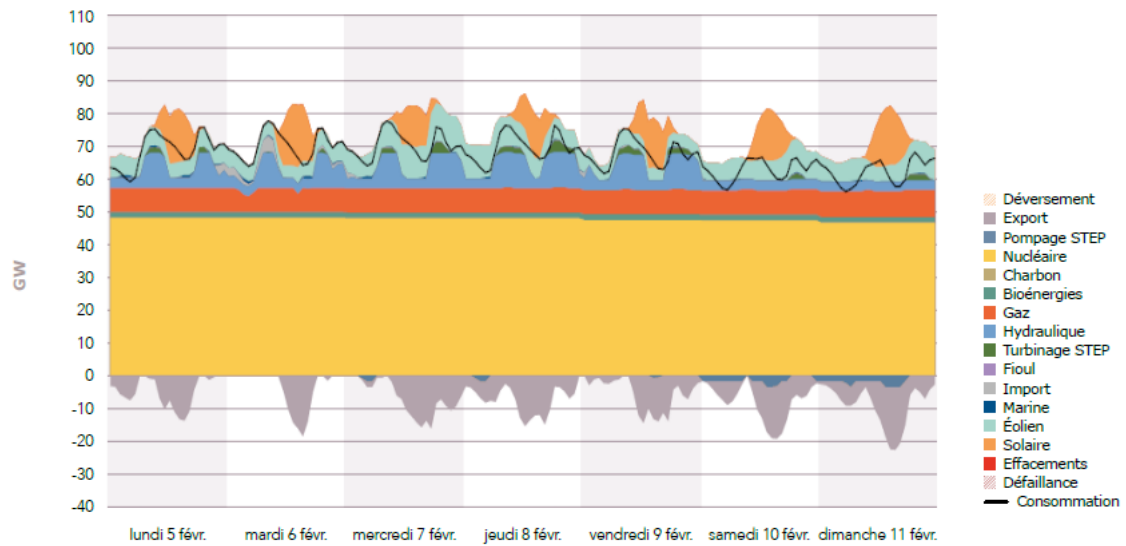
En été (Fig. 1.6), les deux scénarios présentent des différences plus importantes. Par rapport à l'hiver, on constate une forte augmentation de la production solaire et éolienne par rapport au nucléaire. Le parc thermique n'est presque plus sollicité, en particulier dans le scénario VOLT.

La consommation est plus faible qu'en hiver, si bien que le nucléaire n'est plus sollicité en base à son niveau maximum, permettant les arrêts de maintenance. Par ailleurs, la production hydraulique ne permet plus à elle seule de compenser les variations plus importantes des productions solaires et éoliennes, et le nucléaire est donc sollicité de manière importante en suivi de charge. Ce phénomène est plus présent avec le scénario VOLT mais concerne les deux scénarios.

Pour le scénario VOLT, ces baisses sont répétées à partir du jeudi (Fig. 1.6b), de l'ordre de 30% de la capacité installée, avec un parc plus réduit que le parc actuel, et avec par hypothèse des réacteurs en maintenance, sollicitant d'autant plus la capacité de suivi de charge des réacteurs disponibles. RTE indique qu'en été la modulation nucléaire ne suffit pas à assurer l'équilibre du réseau dans toutes les situations, entraînant ainsi des

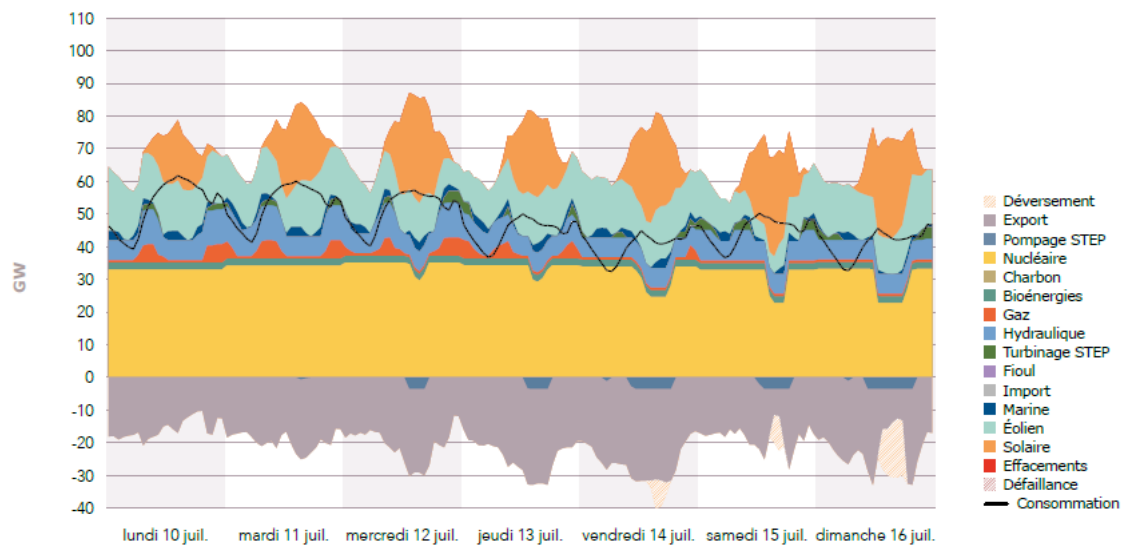


(a) Scénario AMPERE

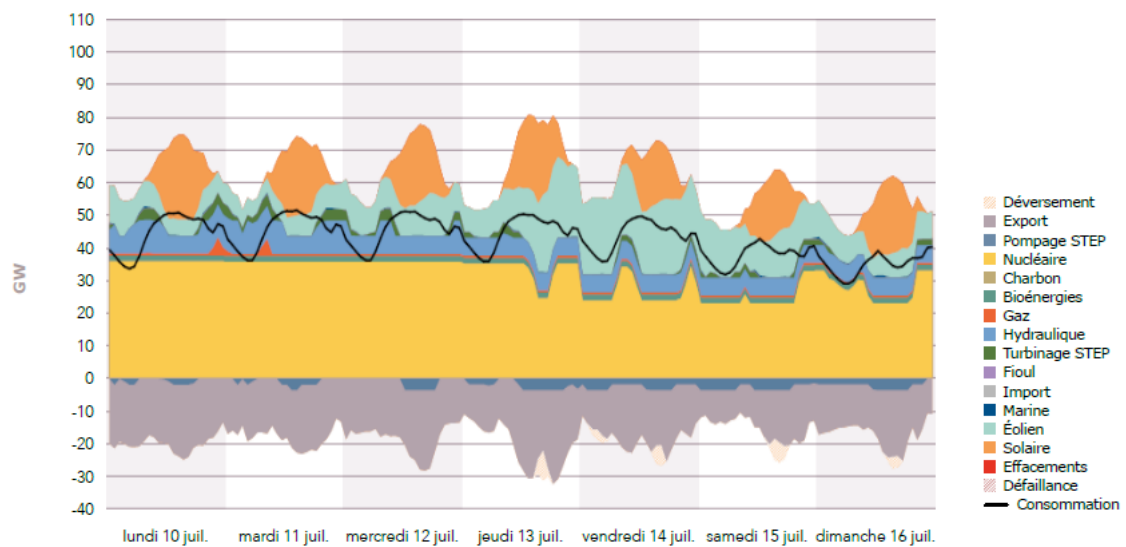


(b) Scénario VOLT

FIGURE 1.5 – Simulation de la production sur une semaine hivernale. (Source [67])



(a) Scénario AMPERE



(b) Scénario VOLT

FIGURE 1.6 – Simulation de la production sur une semaine estivale. (Source [67])

situations de déversement, c'est à dire de production ne trouvant pas de débouché. La question qui se pose pour ces scénarios est celle de l'abondance d'une production à coût marginal nul ou faible (renouvelable et nucléaire), que les exports ne suffisent pas à écouler. Les différentes flexibilités du réseau présentent alors un intérêt évident, et ce d'autant plus que la rentabilité des solutions de stockage ne paraît pas assurée [67].

Ce résultat est également démontré par CANY dans [12]. CANY étudie les effets d'une augmentation de la part d'énergies renouvelables intermittentes dans le mix électrique, et observe notamment que plus le taux de renouvelables intermittents augmente, moins la production nucléaire est corrélée à la consommation d'électricité. En effet, l'élément principal de sollicitation du parc nucléaire en suivi de charge est alors la variabilité de la production renouvelable.

En conclusion, les analyses statique et dynamique de l'évolution des moyens de production d'électricité en France dans un horizon proche montrent une pression accrue sur le nucléaire pour faire face aux aléas de production, et justifient l'intérêt économique de l'amélioration des performances du parc nucléaire dans ces configurations.

1.1.2 Principes d'exploitation du réseau électrique français

Le principe fondamental de l'exploitation d'un réseau électrique est l'équilibre de l'offre et de la demande en temps réel. En effet, un déséquilibre aurait pour effet de modifier la fréquence du réseau électrique, fréquence qui doit être fixe pour le fonctionnement de nombreux appareils. Lorsque la charge sur le réseau est plus importante que la production, la différence de charge entraîne naturellement un ralentissement des alternateurs des différents moyens de production, et donc une baisse de la fréquence. À terme, le déséquilibre de peut également causer des ruptures de lignes et des interruptions de l'approvisionnement.

Ainsi le niveau de fiabilité du réseau électrique dépend de l'écart de la fréquence constatée à la fréquence de consigne de 50 Hz en Europe.

1.1.2.1 Fonctionnement du marché de l'électricité

Le prix est unique à un instant donné, à un endroit donné et pour une durée donnée [12]. Pour chaque zone d'échange (Europe, par exemple), le prix est déterminé sur plusieurs marchés : les marchés à termes (deux à trois semaines avant la fourniture d'électricité) et les marchés comptants, soit les marchés *day-ahead* (24 heures avant la fourniture) ou les marchés intrajournaliers (en France, les marchés sont clôturés 30 minutes avant la fourniture).

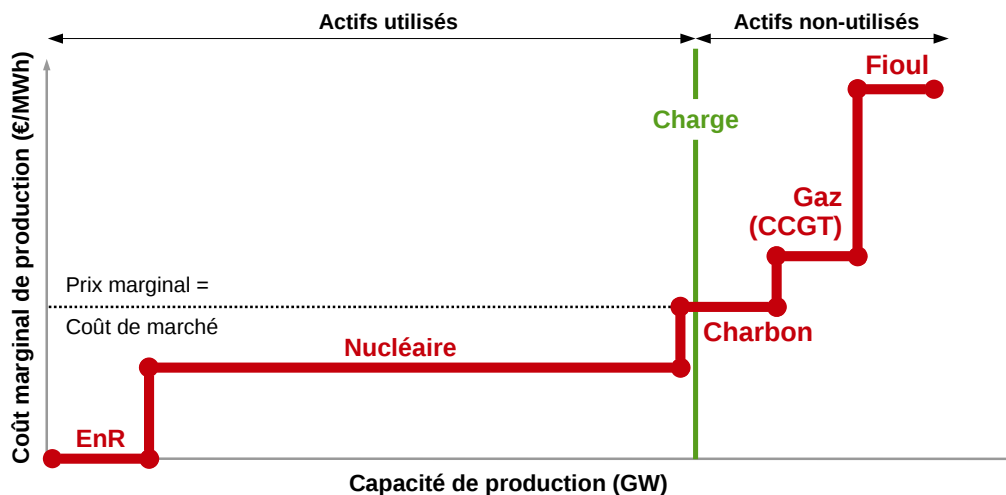


FIGURE 1.7 – Principe de l'ordre de mérite des actifs de production, et détermination du coût de l'électricité. (Figure issue de [54])

Le choix des actifs de production ayant priorité sur le réseau se fait selon leur coût marginal. Les énergies renouvelables exploitant des ressources à coût nul, leur coût marginal est nul. Le nucléaire présente de forts coûts fixes, mais un coût marginal faible, il est donc intéressant de l'exploiter en base. Les capacités thermiques ont des coûts marginaux élevés, avec des coûts fixes faibles, et sont donc plus adaptées à une utilisation ponctuelle pour répondre aux pointes. A un instant donné, les moyens de production sont appelés selon l'ordre de coût marginal croissant, aussi appelé *merit order* (Fig. 1.7). En France, le secteur de l'électricité est traditionnellement régulé par l'État. Cependant, depuis le début des années 2000, la production s'est ouverte à la concurrence. En revanche, les activités de transport et de distribution restent contrôlées par l'État.

La conséquence de l'apparition des énergies renouvelables sur le marché de l'électricité est le décalage de la figure de *merit order* vers la droite, faisant sortir du marché les technologies aux coûts marginaux les plus élevés.

En Europe, les interconnexions sont fortes avec les pays voisins, la France et l'Allemagne étant les plus gros exportateurs d'électricité [68]. C'est sur cette base d'interconnexion forte que l'Union Européenne a bâti le réseau interne de l'énergie. En Europe, les échanges se font principalement par le biais de contrats bilatéraux entre fournisseurs et producteurs, ainsi que par des bourses d'échanges, comme la bourse EPEX SPOT, créée en 2008, et qui regroupe la France, l'Allemagne, la Suisse, le Luxembourg et l'Autriche, la Belgique, les Pays-Bas et la Grande Bretagne soit une part importante de la consommation électrique européenne.

1.1.2.2 Conséquences sur la charge du parc nucléaire

Afin d'assurer la fiabilité du réseau électrique français, le parc nucléaire participe au réglage de fréquence ainsi qu'aux exigences de flexibilité des moyens de production, d'autant plus qu'il représente en France depuis plusieurs décennies une part très importante de la production.

Ces contraintes ont eu très tôt des conséquences sur les moyens de production et en particulier sur le pilotage des centrales, notamment à cause de l'exigence de pouvoir remonter sans préavis à la puissance nominale de la centrale avec une rampe rapide de puissance. Cela était impossible sur le mode A de pilotage des premières centrales (voir Sec. 3.1.1.1) et cette exigence a conduit au développement au début des années 80 d'un nouveau mode de pilotage, le mode G (voir Sec. 3.1.1.2) [26].

On distingue trois types de réglage sur les réacteurs du parc français : les réglages primaire et secondaire de fréquence, et le suivi de charge. À l'heure actuelle, les éoliennes et les panneaux solaires ne participent pas au réglage de fréquence [22].

Réglage primaire de fréquence L'objectif du réglage primaire de fréquence est de maintenir la fréquence du réseau à son point de consigne F_0 . C'est un réglage automatique qui demande une variation de puissance ΔP proportionnelle à l'écart de fréquence Δf selon la formule suivante [15] :

$$\Delta P = -\frac{1}{S} \times \frac{\Delta f}{F_0} \times P_{nom} \quad (1.1)$$

où P_{nom} désigne la puissance nominale de la tranche et S son statisme. En France, le statisme est réglé à 4%, ce qui signifie qu'un écart de 20 mHz de fréquence se traduit par une variation d'1% de la puissance nominale. Les variations de fréquences ne dépassant que très rarement la valeur de 50 mHz, le réglage primaire de fréquence n'entraîne jamais de variations supérieures à plus ou moins 2.5% de la puissance nominale. Le parc nucléaire français permet ainsi une réserve de puissance pour le réglage de fréquence de 650 MW [12], avec une capacité de réaction de 30 secondes.

Réglage secondaire de fréquence Le réglage secondaire de fréquence, ou télé-réglage, a pour objectif principal de maintenir les consignes d'échange et de fréquence aux points d'interconnexion du réseau. Contrairement au réglage primaire qui est un signal local, il s'agit d'un signal élaboré par RTE au niveau national. Chaque tranche a un niveau de participation donné PR entre 0 et 100 MW et reçoit un signal de télé-réglage N variant entre 0 et 1 et qui entraîne une variation de la charge :

$$\Delta P = N \times PR \quad (1.2)$$

Pour les centrales nucléaires françaises, la puissance de participation est au maximum de 5%, ce qui assure que le réacteur s'autorégule en réponse au signal de télé-réglage, sans nécessiter d'action de l'opérateur. Le pas de temps de la variation de N est de l'ordre de la dizaine de minutes et est défini par RTE. le signal de télé-réglage est calculé par la formule :

$$N(t) = K \int (\Delta f + \frac{\Delta P_{inter}}{\lambda}) dt \quad (1.3)$$

où ΔP_{inter} désigne l'écart de puissance aux interconnexions, et K et λ sont des facteurs définis par RTE.

Suivi de charge Les variations programmées de charge, ou suivi de charge, désignent le programme de puissance P_0 envoyé chaque jour à chaque centrale, et élaboré en fonction du programme national de production selon des critères technico-économiques. La variation de puissance en suivi de charge est plus grande qu'en réglage de fréquence, pouvant aller jusqu'à 70% de la puissance nominale, avec des pentes pouvant aller jusqu'à 5% de la puissance nominale par minute. Ce réglage permet de pallier les éventuelles insuffisances des réglages de fréquence primaire et secondaire, mais aussi de compenser des écarts plus lents entre la production et la consommation. Ces transitoires de puissance peuvent également être sollicités de manière non programmée dans

le cadre des réserves du réglage tertiaire de fréquence, déclenchées par RTE avec un délai de 15 minutes [66]. L'avantage du suivi de charge est qu'il permet, pour les réacteurs exploités en mode G, de revenir rapidement à pleine puissance, contrairement aux arrêts de tranche, imposant une attente de 24 heures avant la remise en puissance [22].

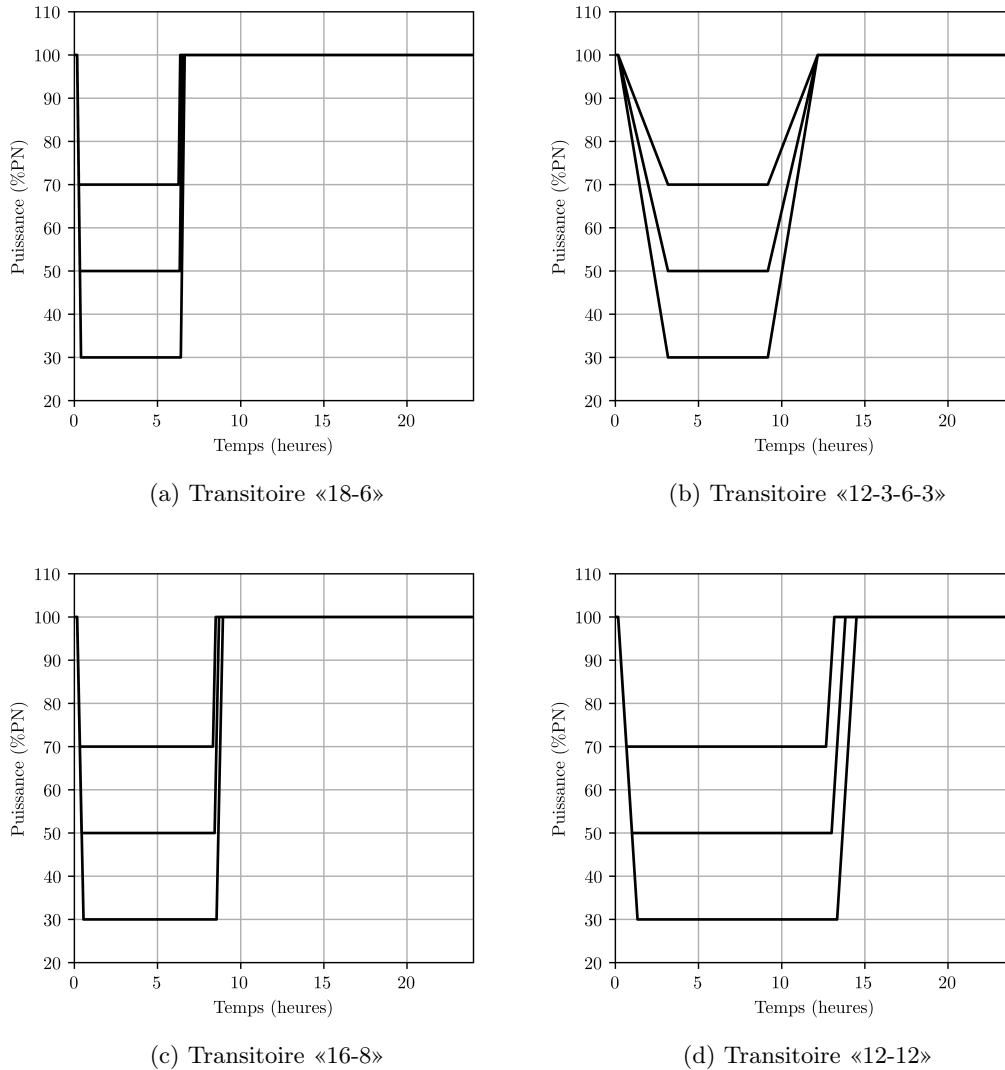


FIGURE 1.8 – Quatre principaux transitoires de suivi de charge, pour des baisses à 30, 50 et 70% de la puissance nominale.

Les valeurs des paliers hauts et bas ainsi que des pentes dépendent des besoins du réseau. Leur répartition est donnée dans le tableau 1.1. La majeure partie des transitoires de puissance se fait avec des pentes faibles, inférieures à 1%PN/min, et la puissance descend rarement jusqu'à la limite théorique de 30%PN.

Les transitoires de charge se font théoriquement selon des profils définis [31], donnés figure 1.8. Le programme de charge le plus courant, le «12-3-6-3» consiste à effectuer une baisse de charge pendant trois heures, jusqu'à un niveau donné, puis un palier bas de 6 heures et une remontée en puissance à la même vitesse et un palier haut de 12 heures. Ce transitoire utilise ainsi des pentes très faibles. Le réacteur fonctionne habituellement à pleine puissance la journée, et sur un palier plus bas la nuit [12] lorsque la demande est plus faible. Le profil «16-8» permet un palier bas plus long, de 8 heures, et utilise pour cela des pentes plus élevées, de l'ordre de 3%PN/min. Le transitoire «18-6», permettant des variations très rapides de la puissance, à la pente maximale de 5%PN/minute, est moins utilisé car très contraignant. Il est en effet dimensionnant pour le réacteur, qui doit pouvoir assurer des variations de puissance à cette vitesse. Enfin, le transitoire lent «12-12», utilisant des pentes de 1%PN/min, est également moins utilisé.

Contrairement aux réglages de fréquence, le suivi de charge nécessite le pilotage de la centrale par un opérateur. En particulier, ces transitoires de puissance génèrent des effluents liquides du fait de l'utilisation du bore soluble pour contrôler le réacteur. Les variations de puissance en fin de cycle d'exploitation (après 66% de la longueur du cycle d'exploitation) et de grandes amplitudes (palier bas inférieur à 45% de la puissance nominale)

TABLE 1.1 – Répartition statistique des paramètres des variations de puissance programmées sur le parc nucléaire français

(a) Répartition statistique des rampes de puissance sur le parc nucléaire français [12]

Pente p en % PN/min	$p < 0.5$	$0.5 < p < 1.5$	$p > 1.5$
Répartition	60%	37%	3%

(b) Répartition statistique des valeurs de palier bas sur le parc nucléaire français [12]

Valeur du palier bas en %PN	≈ 75	≈ 50	≈ 30
Répartition	35%	60%	10%

sont les plus coûteuses [53]. Par ailleurs, ces transitoires contraignants suscitent des besoins en maintenance sur les réacteurs plus importants. EDF estime que le taux d'indisponibilité fortuite de ses réacteurs, de l'ordre de 2 à 2.5% depuis 2010, pourrait être réduit à 1.5% si les centrales étaient uniquement exploitées en base [22]. Étant données les évolutions à venir du réseau électrique français et européen, l'utilisation du suivi de charge est amenée à augmenter dans les années à venir [22].

Plus le réacteur avance dans son cycle d'exploitation, plus le pilotage est difficile, du fait de la diminution de la quantité de bore soluble dans le cœur, variable d'ajustement importante pour le suivi de charge. A partir de 65 % du cycle, la puissance maximale atteignable par la tranche diminue (voir Fig. 1.9).

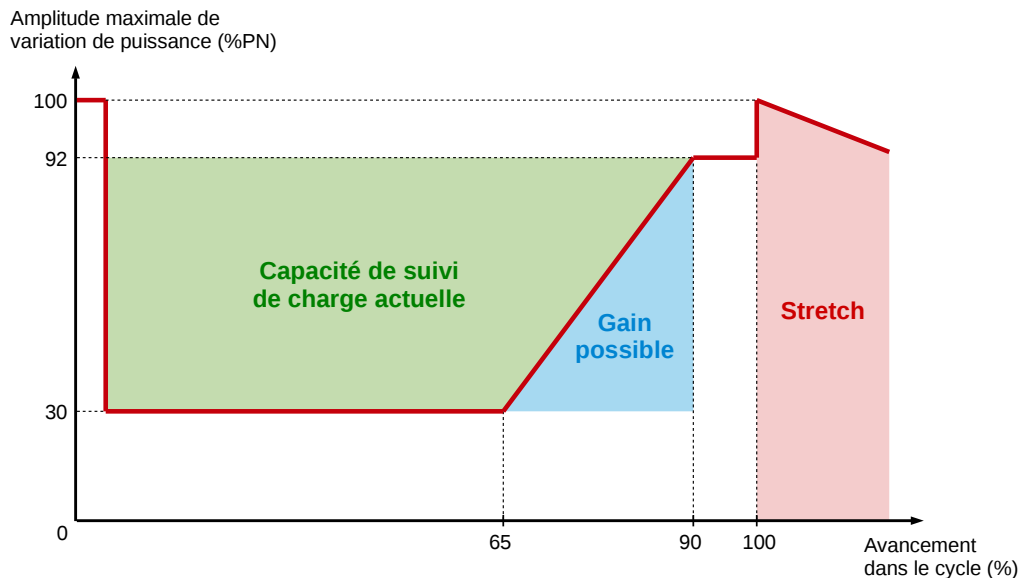


FIGURE 1.9 – Capacité de suivi de charge en fonction de l'avancement dans le cycle d'exploitation. (Figure issue de [54])

Pour conclure sur les réglages de fréquence des réacteurs nucléaires français, on donne figure 1.10 la production de la tranche de 1300 MW Saint Alban 1 pour le dimanche 3 avril 2016. La tranche a effectué deux baisses de charge vers 400 MW, soit 30% de sa puissance nominale, une correspondant à la nuit et l'autre à l'après-midi. Les réglages de plus faible amplitude, de plus ou moins 70 MW sur les paliers hauts et bas correspondent aux réglages de fréquence, primaire et secondaire.

1.1.3 Évolutions des marchés de l'électricité

Du point de vue des marchés, le terme de flexibilité désigne un ensemble de produits achetés par différents acteurs (transporteurs, distributeurs, agences de régulation...) aux producteurs et aux consommateurs [80]. Ces produits sont échangés au niveau du réseau de transport ou de distribution. Sur le marché français actuel, on peut par exemple citer les options de flexibilité des réacteurs nucléaires déjà évoquées (télé-régulation, suivi de charge), l'effacement ou encore la tarification en heures pleines ou creuses.

La présence des énergies renouvelables intermittentes sur le réseau fait apparaître des capacités dont la production n'est plus ajustée par le marché mais par les conditions météorologiques. La production renouvelable intermittente est ainsi variable, incertaine, au sens où on ne peut pas la prévoir avec précision avant sa réalisation, et locale, à cause de la nécessité de placer les moyens de production selon des contraintes de capacité

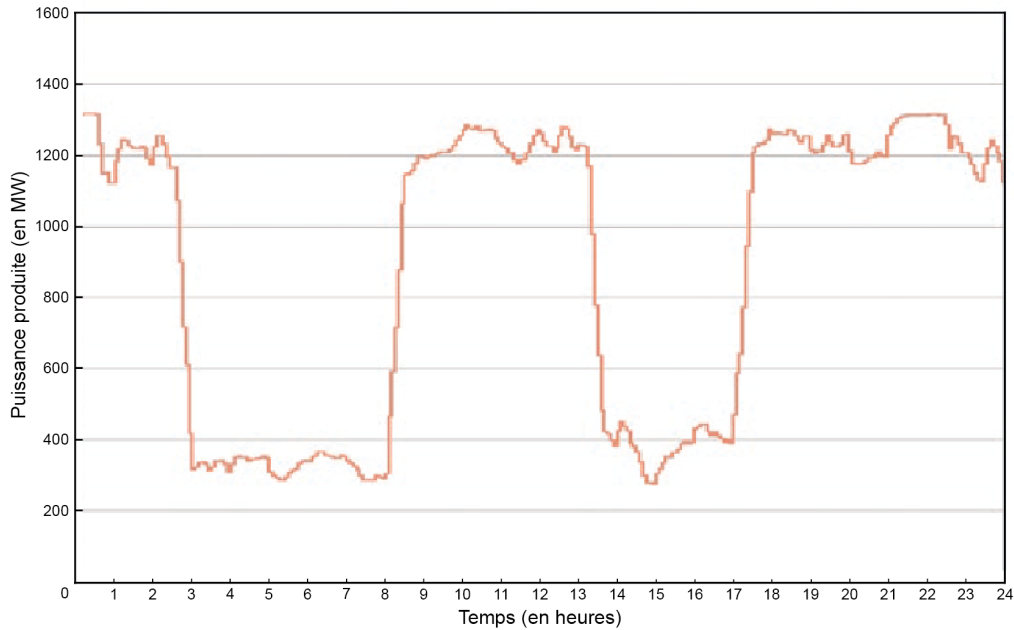


FIGURE 1.10 – Diagramme de puissance du groupe St-Alban 1 pour le dimanche 3 avril 2016 (Figure issue de [22])

de production, et non là où est la consommation [36]. L'apparition de ces capacités modifie le prix de l'électricité, en le réduisant dans les heures creuses² [80], et fait même apparaître des prix négatifs, ce qui incite les différents acteurs des marchés à multiplier les échanges entre pays. Par ailleurs, l'augmentation des capacités distribuées (par exemple le solaire sur toits ou l'introduction des véhicules électriques comme batteries dans un système *vehicle-to-grid*) induit de nouvelles problématiques relatives aux connexions du réseau de distribution. Le développement attendu du stockage d'électricité devrait également avoir un impact sur les courbes de prix.

Pour toutes ces raisons, les marchés de l'électricité, conçus pour les moyens de production historiques, doivent évoluer, et introduire de nouvelles options de flexibilité. Par exemple, la fréquence des échanges, limitée à 30 minutes, ne permet pas l'adaptation aux variations très rapides des énergies renouvelables intermittentes. Par ailleurs, de nouvelles options de flexibilité sont amenées à être introduites sur les marchés. On cite en exemple de nouvelles architectures de coordination entre transporteurs et distributeurs [24] afin d'optimiser l'usage des options de flexibilité disponibles sur le réseau de distribution, ou la création de nouvelles incitations afin d'encourager les producteurs à développer les options de flexibilité de leurs centrales [21]. Ces nouvelles formes de flexibilité introduites dans les marchés de l'électricité constituent une opportunité économique pour les opérateurs de réacteurs nucléaires.

2. En milieu de journée par exemple, avec un pic de production solaire, voir Fig. 1.6b.

1.2 Spécification du cas d'étude : présentation du palier P4 de 1300MW

En raison de ses évolutions historiques, liées aux modifications des référentiels de sûreté et à l'évolution du pilotage à cause des exigences de flexibilité, le parc nucléaire français est composé de différents types de réacteurs, tous à eau pressurisée (REP). On se propose dans un premier temps de décrire le fonctionnement d'un réacteur à eau pressurisée et les grands principes de son pilotage, avant de faire une rapide description du parc français et de présenter les caractéristiques techniques de notre cas d'étude, le palier P4.

1.2.1 Principe de fonctionnement d'un réacteur à eau pressurisée

La filière dite de réacteurs à eau pressurisée utilise l'uranium faiblement enrichi comme combustible, et l'eau sous pression comme modérateur³ et caloporteur. Ces centrales sont dites à cycle indirect puisqu'elles comportent deux circuits de chaleur distincts : le circuit primaire, en charge d'évacuer la chaleur produite dans le cœur du réacteur, et le circuit secondaire, qui récupère la chaleur du circuit primaire afin de produire de la vapeur et d'entraîner la turbine puis l'alternateur pour produire de l'électricité.

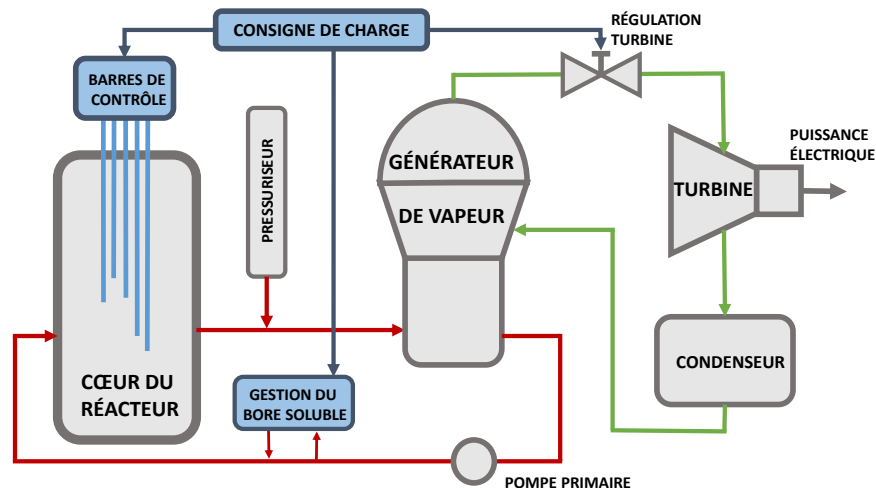


FIGURE 1.11 – Principe de fonctionnement simplifié d'un réacteur à eau pressurisée.

La figure 1.11 donne le principe simplifié du fonctionnement du réacteur. La puissance est générée par des fissions de noyaux fissiles (principalement uranium et plutonium) dans des crayons combustibles insérés dans le cœur du réacteur, induites par un flux de neutrons thermalisés dans le modérateur. De l'eau à une pression de 155 bars et à environ 300 °C y circule pour y être échauffée. Elle est évacuée par la boucle primaire entraînée par une pompe vers le générateur de vapeur, où elle est refroidie au contact du circuit secondaire en passant dans un faisceau tubulaire. La pression est maintenue constante dans le circuit primaire grâce à un pressuriseur. Selon les types de réacteur, il y a 3 ou 4 boucles primaires permettant d'alimenter autant de générateurs de vapeur.

Au contact des tubes dans lesquels circule l'eau du circuit primaire, l'eau du circuit secondaire se réchauffe et se vaporise dans le générateur de vapeur. La vapeur est séchée puis entraîne le groupe turboalternateur producteur d'électricité. Une troisième boucle à eau ouverte puisant dans un fleuve ou dans la mer permet de refroidir en partie la vapeur passée par le turboalternateur dans le condenseur, avant de la renvoyer vers le générateur de vapeur.

Le cycle est dit indirect car la vapeur est produite dans un circuit secondaire entièrement séparé du circuit primaire, ce qui permet un meilleur contrôle de la radioactivité. Le rendement global d'un REP est de 30 à 35% [15], et est donc très inférieur au rendement des centrales à gaz à cycle combiné, qui est d'environ 50%.

1.2.2 Principes du pilotage d'un REP

Les réacteurs à eau sous pression sont conçus pour s'autoréguler face à des petites variations de puissance. Si la puissance neutronique augmente et donc à sa suite la température du fluide primaire, le jeu des contre-

3. Le modérateur est un milieu permettant de ralentir les neutrons afin de favoriser les réactions de fission sur les noyaux d'uranium 235.

réactions neutroniques [26] fait baisser la puissance. Ainsi le réacteur est capable de répondre à des variations de puissance en régime permanent sans intervention des moyens de contrôle de la centrale. Ce principe est utilisé pour les variations de puissance liées aux réglages de fréquence primaire et secondaire. En revanche, pour des grandes variations de puissance, le fonctionnement en dynamique libre n'est plus souhaitable, en particulier parce que la température du fluide primaire ne permettrait pas de maximiser le rendement thermodynamique de la tranche. Le choix est donc fait de contrôler la température du fluide primaire.

On présente dans cette section les différentes grandeurs contrôlées par l'opérateur, ainsi que les chaînes de régulation permettant leur maintien aux valeurs de consigne.

1.2.2.1 Grandeurs contrôlées

Température du fluide primaire Le choix du programme de température des REP résulte d'un compromis entre la température du fluide primaire et la température de saturation dans le générateur de vapeur, à pleine puissance et à puissance nulle. A pleine puissance, une température primaire plus élevée permet une température de saturation moins basse et un meilleur rendement de la tranche, mais une température trop élevée entraîne un risque d'ébullition dans la boucle primaire suite à l'échauffement par la puissance neutronique. A puissance nulle, la température doit être limitée pour permettre de dimensionner les différents éléments du circuit secondaire. Le programme des températures est donné sur la figure 1.12

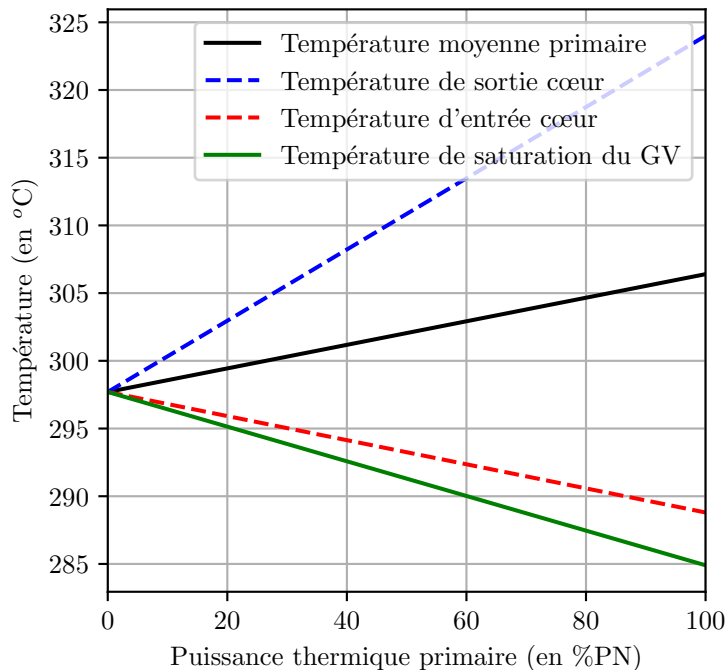


FIGURE 1.12 – Programme des températures d'un REP1300 [26].

Distribution axiale de puissance Le cœur du réacteur peut être vu comme un cylindre de 4 mètres de haut, dans lequel la puissance n'est pas produite de manière homogène. Le contrôle de la distribution de la puissance est crucial pour éviter des oscillations de puissance liées à l'évolution des poisons neutroniques comme le xénon 135. Les grandeurs permettant de mesurer la distribution de la puissance dans le cœur incluent la distribution axiale de puissance, décrite par l'axial offset ou le DPAX, mais aussi le facteur de point chaud, axial ou global, ou la puissance linéique, correspondant à la puissance locale par unité de hauteur. Sur un REP 1300, le système de protection intégré numérique (SPIN) permet à partir de chambres de mesures à l'extérieur immédiat du cœur et de données nucléaires de restituer la distribution axiale de puissance. On s'intéresse en particulier au déséquilibre axial de puissance (DPAX), construit à partir de l'axial offset de puissance. On définit ces deux grandeurs comme suit :

$$AO(t) = \frac{P_H(t) - P_B(t)}{P_{th}(t)} \quad (1.4)$$

$$DPAX(t) = \frac{P_{th}(t)}{P_{th}^{nom}} AO(t) = \frac{P_H(t) - P_B(t)}{P_{th}^{nom}} \quad (1.5)$$

où P_{th} désigne la puissance thermique totale produite dans le cœur, P_H et P_B désignent respectivement la puissance produite dans le haut du cœur et celle produite dans le bas du cœur, et P_{th}^{nom} désigne la puissance nominale du réacteur. L'objectif de l'opérateur est de maintenir la distribution axiale la plus proche possible de son état naturel, c'est-à-dire lorsque le cœur est à l'équilibre à sa puissance nominale. L'opérateur peut suivre l'état du cœur dans le diagramme de pilotage (Fig. 1.13), qui indique en ordonnée la puissance relative du cœur et en abscisse le DPAX.

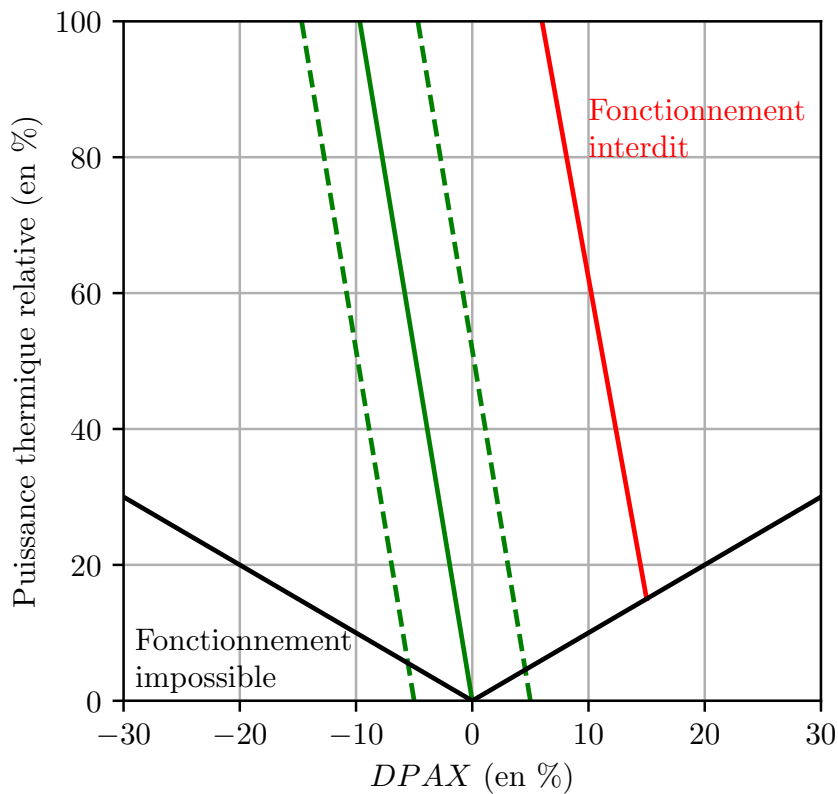


FIGURE 1.13 – Diagramme de pilotage d'un REP 1300 [26].

L'objectif de l'opérateur est de maintenir le DPAX proche de la valeur permettant d'assurer un axial offset constant, la ligne verte sur la figure 1.13, dans une zone de plus ou moins 5 %. La zone noire correspond à une zone impossible du fait de la définition du DPAX : puisque l'axial offset se situe entre -1 et 1, le DPAX tel que défini dans l'Eq. (1.5) ne peut pas être supérieur à la puissance relative. La ligne rouge correspond à la limitation du risque d'interaction pastille-gaine (IPG) suite à un accident de classe 2, comme une chute de grappe incontrôlée. Il n'existe pas de limite droite du diagramme car les REP 1300 sont équipés d'un système de protection intégré numérique (SPIN) qui traite les risques de puissance linéique élevée de crise d'ébullition ou de perte de réfrigérant primaire de manière automatique [26]. Les limites correspondantes n'apparaissent pas sur la figure.

Pression du circuit primaire L'échange de chaleur entre le circuit primaire et le combustible doit se faire par conception de façon monophasique. la pression dans le circuit primaire doit donc en permanence être supérieure à la pression de saturation, et ce quelle que soit la température du fluide primaire. Elle doit également rester inférieure à la pression utilisée pour dimensionner les éléments de tuyauterie du circuit primaire. En fonctionnement nominal, elle est réglée à 155 bars, ce qui correspond à une température de saturation de 345 °C.

Niveau du générateur de vapeur Afin d’assurer le transfert d’énergie dans le générateur de vapeur, la masse d’eau liquide doit être suffisante. Cependant, si elle est trop importante, elle risque d’empêcher le bon fonctionnement des séparateurs-sécheurs. Pour cette raison, elle est régulée autour d’une valeur de consigne.

1.2.2.2 Chaînes de régulation

Les principaux organes réglants d’un réacteur à eau pressurisée (en fonctionnement normal) sont les barres de contrôle, le système de dilution/borication utilisant du bore soluble, les vannes de contournement vapeur au condenseur et à l’atmosphère, les vannes d’aspersion et les chaufferettes du pressuriseur ainsi que les vannes réglantes du circuit d’eau alimentaire des GV. On ne s’intéresse pas dans ce document aux vannes de contournement vapeur, qui permettent pour des baisses de charge très rapides (comme un transitoire d’îlotage) de réduire rapidement la charge de la turbine sans affecter le générateur de vapeur et le circuit primaire. En effet, ce système n’est pas utilisé en suivi de charge. On considère la pression du circuit primaire constante, et on ne s’intéresse donc pas non plus aux systèmes de régulation du pressuriseur.

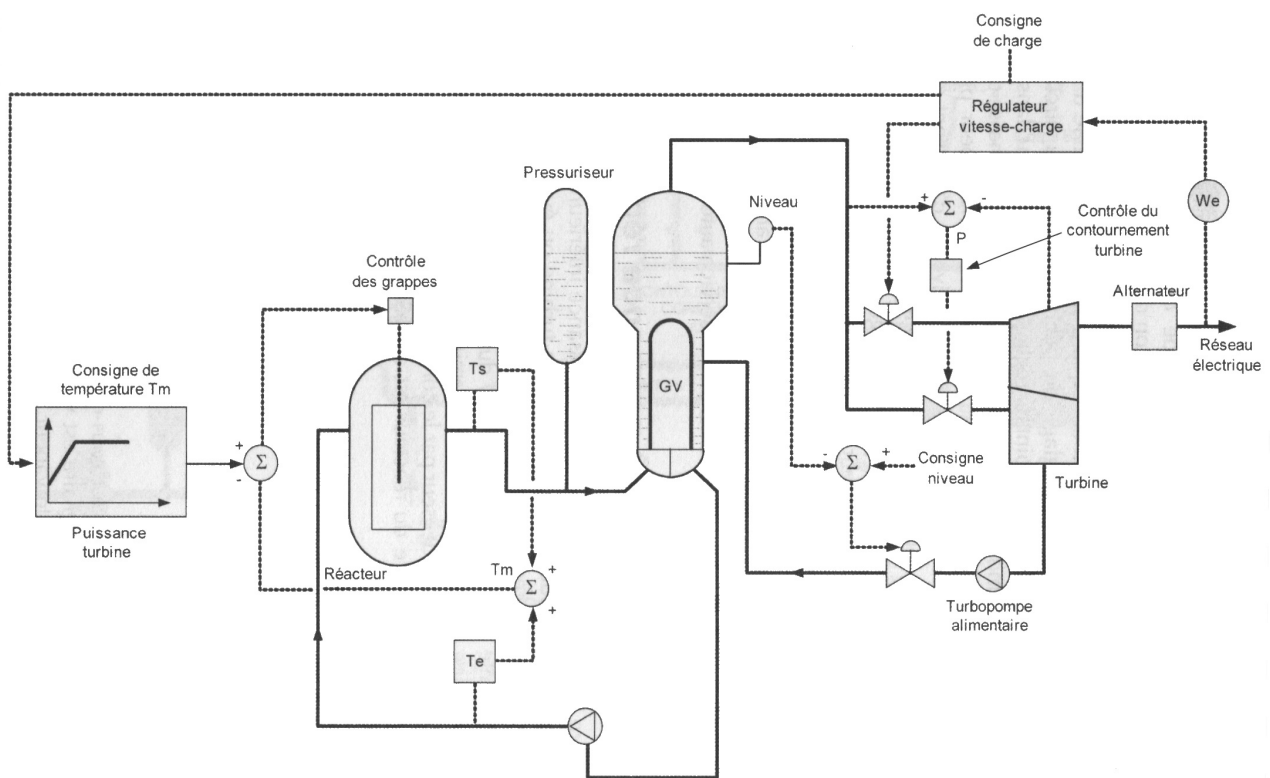


FIGURE 1.14 – Schéma des principales chaînes de régulation d’un REP 1300MW. Le système de dilution/borication n’est pas représenté. (Figure issue de [15].)

La figure 1.14 donne une vision simplifiée des chaînes de régulation du réacteur. On se propose de détailler certains moyens de contrôle. On y trouve les piquages sur les branches froides et chaudes de la boucle primaire dans le but de mesurer les températures d’entrée et de sortie afin d’établir la température moyenne dans le circuit primaire, qui est ensuite comparée à la température de consigne. L’écart est transmis au système de contrôle des barres de contrôle (le système de borication n’est pas représenté, seules les régulations automatiques sont indiquées). Le niveau d’eau dans le générateur de vapeur est mesuré pour contrôler la vanne d’admission d’eau alimentaire dans le GV. Le régulateur charge-vitesse du groupe turboalternateur contrôle, à partir de la puissance produite et de la consigne, la vanne d’admission vapeur ainsi que l’éventuel contournement de la turbine. On détaille dans la suite de cette section les systèmes les plus pertinents pour le suivi de charge, à savoir les barres de contrôle et le bore soluble. Ces deux moyens sont utilisés pour contrôler la réactivité dans le cœur. La réactivité est un indicateur construit à partir du facteur de multiplication des neutrons dans le cœur et permettant de mesurer l’état de la réaction en chaîne. Une réactivité positive signifie que la population de neutrons augmente, et donc que la réaction en chaîne accélère et que la puissance augmente. Inversement une réactivité négative signifie que la puissance diminue. En régime permanent, l’objectif est de maintenir la

réactivité à zéro.

Barres de contrôle Les grappes de contrôle sont constituées de barreaux contenant des matériaux absorbant les neutrons thermiques. Elles sont insérées par le haut du cœur dans des tubes guides situés dans les assemblages combustibles. Elles permettent de réguler la puissance neutronique dans le cœur. Elle se déplacent à différentes vitesses dans le cœur, de manière discrète par pas successifs. Un pas correspond à environ 1.6 cm. Le cœur d'un REP P4 compte 260 pas de haut en bas.

Il existe deux types de barres en fonction de leur niveau d'absorption des neutrons. Les barres noires, plus absorbantes faites de carbure de bore (B_4C) dans leur partie haute et d'un alliage Argent Indium et Calcium (AIC) dans leur partie basse. Les barres grises, moins absorbantes, sont constituées de crayons AIC et de crayons d'acier.

Les barres ont un effet direct sur la puissance neutronique en absorbant une partie des neutrons du réacteur, et donc sur la température. Elles ont également un impact important sur la distribution de puissance, puisqu'elles s'insèrent par le haut du cœur. En début d'insertion, elles ont tendance à pousser la puissance vers le bas du cœur, donc à faire diminuer l'axial offset. Cependant, lorsqu'elles atteignent le milieu du cœur, cet effet s'inverse, et la puissance a tendance à remonter dans le haut du cœur, faisant remonter l'axial offset.

Des limites d'insertion sont à respecter pour les différentes barres de contrôle, afin de s'assurer qu'on dispose d'une marge d'antiréactivité suffisante en cas d'arrêt d'urgence, et pour limiter l'insertion de réactivité en cas d'éjection imprévue d'une barre de contrôle.

Bore soluble L'utilisation de bore soluble inséré dans le circuit primaire permet d'ajuster la réactivité du cœur, car le bore 10 est un absorbant important pour les neutrons lents. Sur le temps long, elle permet, entre deux rechargements du cœur, de compenser la baisse de réactivité du combustible. La concentration en bore soluble baisse donc lentement au cours du cycle d'exploitation. Pour des variations de puissance, le bore soluble est utilisé pour compenser les variations de réactivité liées à l'évolution de la concentration en poisons neutroniques comme le xénon 135 dans le combustible, variations souvent trop importantes pour être compensées par les seules barres de contrôle.

Pour modifier la concentration en bore dans le circuit primaire, un fluide à concentration fixe (0 ppm pour une dilution et 7700 ppm pour une borication) est injecté dans le circuit primaire au niveau des pompes. La même quantité de fluide est retirée du circuit grâce à un piquage sur la branche froide. Ainsi la modification de la concentration en bore n'est pas instantanée et suit une évolution exponentielle dépendant du débit d'insertion Q et de la concentration $[B]_{inj}$:

$$[B](t) = ([B](t=0) - [B]_{inj})e^{-\frac{Q}{V}t} + [B]_{inj} \quad (1.6)$$

où V désigne le volume total de fluide primaire. Le débit d'injection dans le circuit primaire étant limité, la vitesse de variation de la concentration en bore l'est également. On remarque que la vitesse de variation dépend également de la concentration initiale en bore. Ainsi, dans un cœur en début d'exploitation, avec une concentration en bore importante, le bore peut varier plus rapidement que dans un cœur en fin d'exploitation.

Le bore soluble a un effet direct sur la réactivité du cœur et donc la température. Son effet est plus homogène que celui des barres de contrôle mais son impact sur l'axial offset n'est pas nul. En effet, l'efficacité différentielle du bore⁴ dépend en partie de la température du fluide primaire donc elle n'est pas la même en bas et en haut du cœur. On retiendra cependant que cet effet est moindre comparé à l'effet des barres de contrôle sur l'axial offset.

1.2.3 Caractéristiques techniques du palier P4

1.2.3.1 Le palier P4 dans le parc nucléaire

Le parc nucléaire français, suite aux évolutions des technologies, des référentiels de sûreté et des techniques de pilotages, est constitué de différents types de réacteurs appelés paliers. Le tableau 1.2 donne un aperçu des différents réacteurs.

En plus d'une augmentation de la puissance par tranche, et d'une modification de la gestion du combustible, l'évolution la plus intéressante par rapport à la flexibilité des tranches est l'évolution du mode de pilotage. Les centrales pilotées en mode A (voir Sec. 3.1.1.1), très peu flexibles, sont exploitées en base, tandis que ce sont les centrales pilotées en mode G qui effectuent les transitoires de puissance demandés par le régulateur. En particulier, les réacteurs exploités en mode A ne satisfont pas à l'exigence de retour en puissance sans préavis à la vitesse de 5%PN/min.

4. L'efficacité différentielle désigne la variation de réactivité introduite par une modification de 1ppm de la concentration en bore.

5. Pour 20 tranches, les autres sont rechargées par quart de cœur avec un combustible enrichi à 3.7% tous les 12 mois.

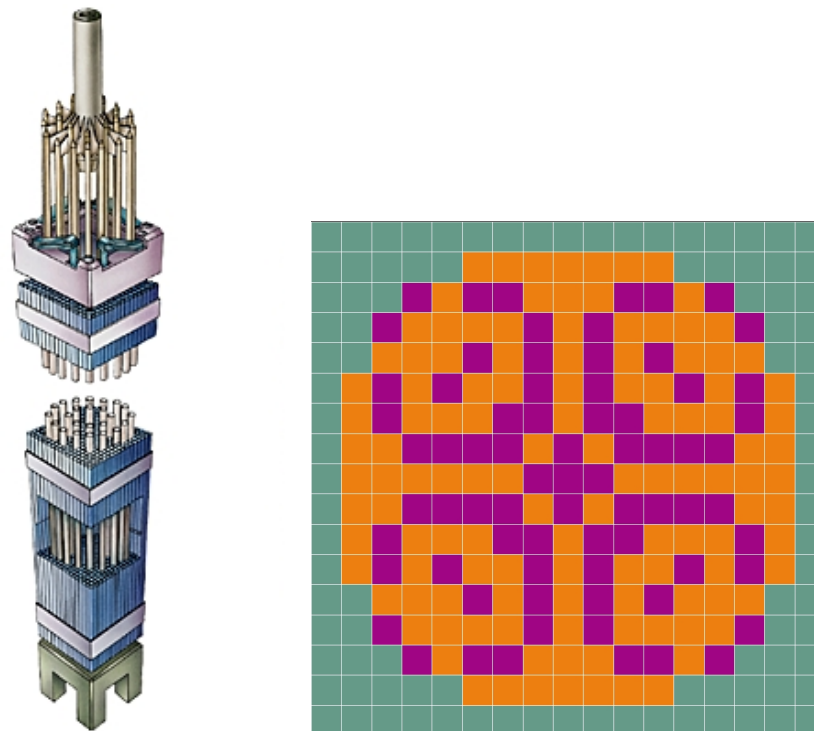
TABLE 1.2 – Les différents types de réacteurs composant le parc nucléaire français. On donne en plus du nom de la gestion, la fraction du cœur rechargée à chaque rechargement, l’enrichissement moyen en uranium 235 ainsi que la durée du cycle d’exploitation.

Palier (nombre de tranches)	Puissance électrique	Gestion combustible	Mode de pilotage
CPO (6)	900MW	Cyclades (1/3, 4.2%, 15 mois)	A
CP1 et CP2 (28)	900MW	Hybride MOX ⁵	G
P4 et P’4 (20)	1300MW	Gemmes (1/3, 4% + Gd, 18 mois)	G
N4 (4)	1450MW	Standard (1/4, 3.4%, 12 mois)	A

Pour ces travaux, on se concentre donc sur les réacteurs pilotés en mode G, à savoir les réacteurs CP1 et CP2 de 900MW et les réacteurs P4 et P’4 de 1300MW. Puisqu’il faut choisir entre ces deux paliers, qui ont des géométries différentes, on se concentre sur le palier 1300MW, dont la puissance totale installée est légèrement supérieure aux paliers 900MW, et dont la participation au suivi de charge est plus importante [12]. Cependant, les méthodes développées dans la suite sont aisément transposables aux réacteurs de 900MW.

1.2.3.2 Description technique du cœur du palier P4

Le cœur du réacteur est un réseau carré constitué de 193 assemblages carrés de 21 cm de côté et de 4.5 m de hauteur. Ces assemblages contiennent des crayons combustibles, enchâssés dans une gaine de zirconium, et entre lesquels circule le fluide primaire. Les barres de contrôle s’insèrent dans les tubes guides de ces assemblages. Une vue d’un assemblage combustible est donnée figure 1.15a.



(a) Vue schématique d’un assemblage avec ses barres de contrôle.

(b) Plan du cœur. Les assemblages UOX sont en orange, les assemblages UOX+Gd sont en violet. Les assemblages verts sont fictifs et permettent de modéliser le réflecteur entourant le combustible.

FIGURE 1.15 – Caractéristiques et plan des assemblages combustible dans le cœur.

Les assemblages sont de différents types et le plan du cœur est donné figure 1.15b. Les assemblages sont constitués soit d’oxyde d’uranium, ou UOX (en orange), ou d’un mélange d’oxyde d’uranium et de gadolinium (Gd), un poison consommable permettant de limiter la réactivité de l’assemblage au début du cycle d’exploitation (en violet). Le réacteur fonctionne par cycles d’un an et demi, et entre lesquels le réacteur est arrêté pour rechargement d’un tiers du cœur. Les assemblages restants sont remplacés dans le cœur. Ainsi, les différents

assemblages du cœur sont à différents niveaux de dose reçue. On définit la notion de burnup, comme étant la quantité d'énergie produite par une quantité donnée de combustible, et exprimée en megawatts-jours par tonne. Le burnup moyen du cœur au cours d'un cycle d'exploitation permet de mesurer l'épuisement du combustible. Dans la gestion GEMMES, l'épuisement maximum du combustible est de 52 GWj/t.

Le palier P4 dispose de deux familles de barres de contrôle :

- Le Groupe de Compensation de Puissance, constitué des sous groupes G1, G2, N1 et N2. G1 et G2 sont des barres grises, et N1 et N2 des barres noires. Ce groupe sert à compenser la différence de réactivité dans le cœur liée à une variation de puissance.
- Le Groupe de Régulation de Température (R), composé de barres noires et dont le rôle est de contrôler la température du fluide primaire.

Le plan d'implantation des barres de contrôle est donné figure 1.16.

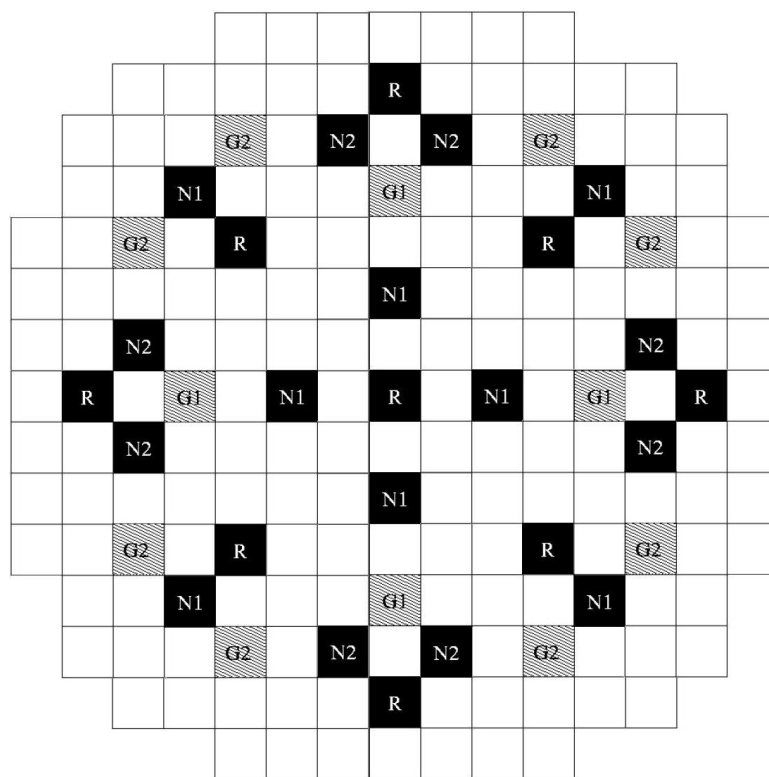


FIGURE 1.16 – Carte d’insertion des barres de contrôle grises et noires.

1.3 Objectifs et périmètre de la thèse

L'objectif de cette thèse est l'optimisation des performances du suivi de charge des REP de 1300MW. On s'intéresse pour cela aux transitoires de puissance existants identifiés sur la figure 1.8. En particulier, on considère le transitoire «6-18» avec une baisse de puissance de 5%PN/min jusqu'à 30% de la puissance nominale, qui est le plus contraignant et donc dimensionnant pour ce palier. Par ailleurs, l'objectif est d'optimiser ce transitoire non seulement au début du cycle d'exploitation, mais jusqu'à 80% du cycle d'exploitation, ce qui induit une difficulté accrue du pilotage et en particulier un volume importants d'effluents. On se propose d'aller au delà des limitations de la capacité de suivi de charge de la figure 1.9 en effectuant des transitoires de puissance d'amplitude maximale après 65% du cycle. la réduction du volume d'effluent produit est une condition nécessaire pour accroître la manœuvrabilité des paliers P4 en fin du cycle d'exploitation. En effet l'activité du tritium en fin du cycle d'exploitation est plus importante qu'au début du cycle. Le traitement d'un volume conséquent d'effluent avec ce niveau d'activité peut alors rendre difficile les opérations de filtration/épuración au niveau de la station de traitement des effluents primaires (TEP) et entraîner le dépassement au niveau du réservoir T d'entreposage des effluents liquides radioactifs avant rejets, de certaines limites en terme d'activité intégrale, de débit d'activité et d'activité volumique.

Ces travaux reprennent en partie la thèse de MUNIGLIA [54], qui, après avoir développé un modèle de réacteur pour le suivi de charge, et une modélisation simplifiée du mode G, a développé des algorithmes évolutionnaires pour l'optimisation mono-objectif afin de réduire volume d'effluents ou de maximiser la stabilité axiale au début du cycle d'exploitation pour le transitoire «6-18», et une optimisation bi-objectifs selon ces deux objectifs. La modélisation neutronique mise en œuvre par MUNIGLIA et son algorithme AMW-MOEA/D sont notamment repris dans ces travaux.

Nous proposons un modèle de simulateur nouveau, avec un temps de calcul réduit et une modélisation plus adaptée de la partie secondaire et du pilotage en mode G. Par ailleurs, nous proposons une méthode systématique pour aborder le problème par nature multi-objectifs des performances de suivi de charge de manière rigoureuse. Nous proposons également un nouvel algorithme assisté par des métamodèles afin de résoudre efficacement le problème de l'optimisation des performances pour tout le cycle d'exploitation, et pas seulement en début de cycle. Enfin, nous explorons une variété de transitoires de puissance en plus du transitoire «6-18».

1.3.1 Objectifs de modélisation

En termes de modélisation, on se propose de développer une modélisation de la partie secondaire permettant de saisir la physique du transitoire de suivi de charge de manière cohérente, mais avec un temps de calcul très réduit. Nous proposons pour cela un couplage basé sur des modèles 0D des différents éléments du circuit secondaire, et calibré à l'aide de lois empiriques issues de mesures sur site et de calculs de référence.

La modélisation du mode G pose deux problèmes :

- le bore soluble est piloté par un opérateur humain, à partir de procédures fixes que nous ne possédons pas ;
- la modélisation rapide des mouvements des barres du groupe de régulation de température demande un pas de temps de modélisation trop fin par rapport aux objectifs de réduction du temps de calcul.

Nous proposons pour contourner ces deux problèmes un modèle équivalent moyenné sur un temps de calcul plus important du mode G, avec une modélisation simplifiée des opérations de borication et de dilution.

Enfin, les différents indicateurs permettant de mesurer la performance du réacteur pendant un transitoire de charge sont identifiés et leur calcul est mis en œuvre dans le simulateur. Les leviers d'optimisation liés à la gestion des barres de contrôle dans le mode G sont également identifiés.

1.3.2 Objectifs d'optimisation

Le problème d'optimisation tel qu'identifié dans la phase de modélisation comporte de nombreux objectifs associés à différentes observables du transitoire, et de nombreux leviers d'optimisation. Pour extraire de ces nombreux objectifs le problème d'optimisation le plus pertinent, une méthode systématique basée sur l'analyse des paysages de fitness est développée. Cette méthode est également utilisée comme outil de calibrage de l'algorithme AMW-MOEA/D. On se propose à partir de cette méthode de réaliser dans une première étape l'optimisation des performances du transitoire «6-18» en début de cycle.

L'optimisation en début du cycle d'optimisation n'étant pas suffisante, on se donne pour objectif de trouver des gestions performantes sur tout le cycle d'exploitation du réacteur. Pour cela, nous utilisons plusieurs méthodes, et en particulier nous créons un nouveau problème d'optimisation dit «multi-burnup» adapté à cette

problématique, que nous essayons de résoudre avec l'algorithme AMW-MOEA/D et un nouvel algorithme assisté par l'utilisation de méta-modèles.

Enfin, on se propose de mesurer la robustesse des gestions identifiées lors de cette phase d'optimisation au changement de transitoire, que ce soit une modification du transitoire «6-18» ou le passage à une autre famille de transitoires.

Première partie

Conception d'un modèle de réacteur à eau pressurisée adapté au suivi de charge piloté en mode G

Modélisation des systèmes primaires et secondaires

La modélisation d'un réacteur nucléaire, du cœur jusqu'au groupe turboalternateur, est par essence multiphysique. Dans le cœur, la neutronique, la thermohydraulique et la thermomécanique du combustible sont intimement couplées, par le jeu des contre-réactions neutroniques. A l'échelle système, le cœur et sa boucle primaire sont couplés à la boucle secondaire via le générateur de vapeur. Enfin, le générateur de vapeur est couplé au groupe turboalternateur qu'il alimente. Nous présentons dans un premier temps un état de l'art de la modélisation des différents composants du réacteur.

Nous construisons ensuite un modèle de réacteur de type simulateur, à partir du code de simulation déterministe APOLLO3® développé au CEA. Le modèle du cœur du réacteur est tiré des travaux de MUNIGLIA, et inclut une description neutronique 3D statique du cœur couplée à des modèles multi-1D de la thermohydraulique dans le cœur et de la thermomécanique du combustible. Ce modèle est embarqué dans un couplage avec une modélisation 0D de la thermohydraulique système, intégrant la boucle primaire, les générateurs de vapeur, la boucle secondaire et la partie conventionnelle. Des éléments de validation de la modélisation 0D du secondaire sont donnés par comparaison au code de référence CATHARE2®. Ce simulateur de dynamique libre sera associé dans le chapitre suivant à un modèle d'opérateur pour obtenir un simulateur complet pour le suivi de charge.

2.1 État de l'art de la modélisation des différents composants du réacteur

2.1.1 Modélisation du cœur du réacteur

Le calcul de l'évolution du cœur du réacteur repose sur un couplage des effets neutroniques, thermohydrauliques et thermomécaniques. La neutronique permet de calculer l'évolution de la population de neutrons dans le cœur, sa distribution spatiale, et les grandeurs associées, comme le flux de neutrons, la puissance produite par fission et la réactivité. Mais les sections efficaces régissant la fission dépendent à l'échelle des assemblages combustibles des propriétés thermohydrauliques du fluide primaire, et des propriétés thermomécaniques du combustible, ces propriétés étant elles-mêmes impactées par le dégagement de puissance par fission. On se propose ici de donner les grands principes des différentes disciplines impliquées. Puisque ces travaux reprennent le modèle de cœur de MUNIGLIA, on se contente de donner les points essentiels, le lecteur étant invité à lire [54] pour plus de détails.

2.1.1.1 Neutronique

Principes du calcul neutronique La modélisation de référence en neutronique est la méthode Monte-Carlo [65], qui repose sur une approche probabiliste du comportement des neutrons, avec une description très fine de la géométrie du cœur. Cependant, cette méthode coûteuse en temps de calcul est inaccessible pour des calculs de cœur complet dynamiques. L'autre approche consiste à résoudre numériquement l'équation de Boltzmann régissant le transport des neutrons. Classiquement, à cause de la géométrie complexe du réacteur et de l'étendue du domaine d'énergies à considérer (environ 9 décades), ce calcul est fait en deux étapes pour limiter le nombre de mailles nécessaires :

- Une étape dite réseau permet le calcul à l'échelle de l'assemblage combustible de l'équation du transport. Cette étape permet de prendre en compte la structure fine des assemblages dans différentes configurations. Ces calculs permettent la génération de bibliothèques contenant des sections efficaces microscopiques ou macroscopiques paramétrées ainsi que des coefficients d'équivalence pour le calcul à l'échelle du cœur. Les paramètres incluent la densité du fluide modérateur, la température du combustible, le burnup ainsi que les paramètres de barres et de bore.
- L'étape de cœur consiste à résoudre l'équation du transport cinétique, avec une éventuelle simplification, à l'échelle du cœur en remplaçant les assemblages par des pavés homogènes à l'aide des sections efficaces microscopiques ou macroscopiques calculées à l'étape réseau.

L'étape de réseau étant faite préalablement au calcul, c'est la précision de l'étape de cœur qui est déterminante pour le temps de calcul. Différentes techniques de résolution existent pour l'étape cœur, reposant sur des discrétisations et/ou des simplifications de l'équation du transport, en fonction de la précision requise. Le code de référence pour le calcul déterministe, pour l'étape réseau et l'étape cœur est APOLLO3®, développé au CEA.

Évolution isotopique des poisons neutroniques Les réactions de fission des noyaux d'uranium et de plutonium produisent dans le combustible des produits de fission. La plupart de ces noyaux produits par fission sont radioactifs et décroissent, principalement par la voie β^- . La modélisation de la décroissance de ces noyaux est essentielle pour le calcul neutronique car certains des noyaux produits ont des propriétés physiques d'absorption des neutrons conséquentes sur le flux, en particulier le xénon 135 et le samarium 149. On parle alors d'empoisonnement, car la réactivité du cœur diminue. On se concentre ici sur la chaîne de décroissance du xénon 135 (Fig. 2.1), particulièrement importante dans le pilotage des REP en suivi de charge.

La fission produit dans le combustible des noyaux de tellure 135, qui se transforment en iode 135 par décroissance β^- avec une demi-vie de quelques secondes. L'iode décroît à son tour en xénon 135, noyau extrêmement absorbant pour les neutrons. La demi-vie de cette décroissance est de 6.5 heures. Le xénon 135 a une section efficace de capture des neutrons d'environ trois millions de barns, contre 4000 barns environ pour le bore pour les neutrons lents. Le xénon 135, par absorption d'un neutron, se transforme en xénon 136, peu absorbant, ou bien décroît en césium 135 avec une demi-vie de 9.2 heures.

La modélisation de la chaîne d'évolution du xénon 135 conduit aux équations couplées suivantes, où I est la concentration en iode 135, et X la concentration en xénon 135¹ [65] :

$$\begin{cases} \frac{dI}{dt} &= \gamma_I \Sigma_f \phi - \lambda_I I \\ \frac{dX}{dt} &= \gamma_X \Sigma_f \phi + \lambda_I I - (\lambda_X + \sigma_X \phi) X \end{cases} \quad (2.1)$$

1. On néglige le temps de décroissance du tellure 135, et on considère que la fission produit directement l'iode 135.

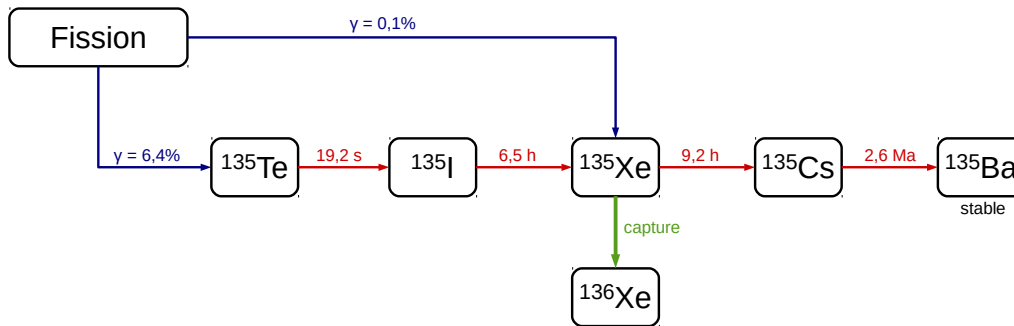


FIGURE 2.1 – Chaîne d’évolution du xénon 135

où γ_I et γ_X désignent les rendements de fission de l’iode et du xénon, λ_I et λ_X leurs constantes de décroissance radioactive respectives, σ_X désigne la section efficace microscopique de capture d’un neutron par le xénon, Σ_f désigne la section efficace macroscopique de fission, et ϕ désigne le flux neutronique.

La prise en compte du xénon 135 est primordiale dans le pilotage des réacteurs à cause de sa section efficace de capture des neutrons lents très importante, et de sa forte production par décroissance de l’iode. À flux de neutrons constant, sa concentration se stabilise à une valeur proportionnelle au flux. Lorsque le flux diminue, la concentration augmente d’abord avant de se stabiliser vers sa valeur finale proportionnelle au flux, avec une constante de temps de quelques heures.

Ces variations de concentration dans le cœur dépendant des variations du flux entraînent des oscillations axiales de la concentration du xénon 135, différente dans le haut et le bas du cœur, et donc des variations importantes de l’axial offset.

Modélisation des barres de contrôle La modélisation des barres de contrôle est prise en compte à l’étape réseau, par un calcul de l’assemblage avec barres insérées et un calcul sans barres. Les sections efficaces sont ainsi paramétrées avec un paramètre de barre. La valeur de ce paramètre dépend du type de barre présente dans la maille (0 pour une barre grise, 1 pour une maille sans barre, 2 ou 3 pour les barres noires).

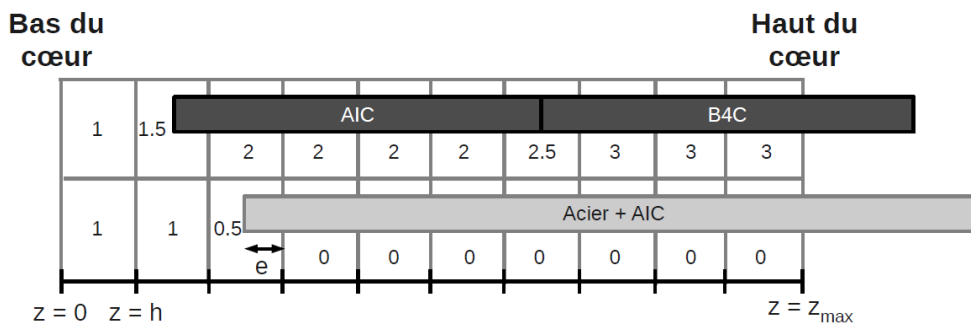


FIGURE 2.2 – Schéma du principe du calcul de paramètre de barre par dilution (Figure issue de [54])

À l’étape de calcul coeur, la question se pose du traitement d’une maille dans laquelle une barre est partiellement insérée. La méthode la plus évidente consiste à moyenniser ce paramètre sur la maille de calcul, on parle alors de dilution du paramètre. La figure 2.2 donne le principe de cette méthode pour une barre grise et une barre noire.

Cependant, le calcul réseau n’ayant pas été fait pour cette configuration, cette moyenne produit un écart de modélisation appelé *rod cusping*. C’est un artifice de calcul lié au traitement de l’extrémité de la barre, qui a tendance à surestimer l’effet local de la barre[56]. Une solution consiste à adapter le maillage au cours du calcul pour correspondre à l’insertion de la barre, si le code de calcul le permet. D’autres solutions permettent de corriger par le calcul l’effet *rod cusping* en calculant au vol de nouvelles sections efficaces macroscopiques pour la maille concernée [16], [30], [86].

2.1.1.2 Thermohydraulique

La modélisation thermohydraulique du cœur du réacteur nécessite la résolution de trois équations de conservation du mélange diphasique² (masse, quantité de mouvement, énergie), d'une équation de bilan de masse vapeur, et d'une équation de fermeture portant sur la vitesse et l'énergie de la phase vapeur [78]. Le fluide primaire circulant entre les crayons combustibles, le maillage est nécessairement très fin. Le code de référence pour ce calcul est le code FLICA® [78], développé au CEA. FLICA® est un code à modèle 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.

2.1.1.3 Thermomécanique

Le calcul de l'évolution thermomécanique du combustible consiste à résoudre de manière couplée l'équation de la chaleur transitoire, avec un terme source correspondant à la puissance neutronique, et l'équation mécanique de déformation du combustible. Chacune de ces équations modifie les conditions aux limites de l'autre équation. L'évolution chimique du combustible est également prise en compte, et notamment l'apparition des produits de fission gazeux. Le code de référence pour ce calcul est ALCYONE [52], développé au CEA. Il simule le comportement du combustible sous flux neutronique avec plusieurs degrés de précision en 1D 2D ou 3D, de façon statique ou transitoire.

2.1.2 Modélisation du générateur de vapeur et du circuit secondaire

La figure 2.3 donne le schéma de principe du fonctionnement du générateur de vapeur. De haut en bas, on trouve :

- Les boîtes à eau du primaire, qui constituent l'entrée et la sortie du générateur de vapeur pour l'eau primaire. Elles sont séparées par une cloison en inconel en deux compartiments distincts.
- La plaque tubulaire séparant la partie primaire de la partie secondaire dans le GV.
- Le faisceau de 6000 tubes en U, soudés à la plaque tubulaire, et dans lequel circule l'eau du primaire. Il est enveloppé par une chemise de tôle raccordée en haut à l'ensemble de séchage, et laissant en bas passer l'eau d'alimentation et l'eau de recirculation.
- L'ensemble de séchage, constitué des séparateurs à chevrons et des sècheurs en étoile.
- La tubulure vapeur permettant l'évacuation de la vapeur vers le groupe turboalternateur.

TABLE 2.1 – Principales caractéristiques techniques du générateur de vapeur à puissance nominale.

Grandeur	Valeur	Unité
Surface d'échange	6940	m ²
Débit massique de vapeur	1909	t/h
Température de vapeur en sortie	284.9	°C
Pression de vapeur en sortie	64.8	bar
Puissance nominale	954	MW

L'eau alimentaire du générateur de vapeur entre dans le GV au niveau du haut du faisceau tubulaire. Elle redescend par l'effet de la gravité dans le bas du GV, avant d'entrer dans l'enveloppe du faisceau tubulaire. Elle s'élève alors en s'échauffant par l'effet de la différence de masse volumique entre la colonne froide (extérieur de l'enveloppe) et la colonne chaude. En s'élevant, une partie de l'eau est transformée en vapeur. Dans cette partie du GV, l'écoulement est donc diphasique. A la sortie du générateur de vapeur, l'eau et la vapeur sont séparées. L'eau non transformée en vapeur retombe avec l'eau alimentaire vers le bas du GV, et la vapeur est séchée avant de sortir par la tubulure vapeur. Les caractéristiques principales du GV sont données dans le tableau 2.1.

Le niveau d'eau est sensible aux variations du débit de vapeur. Une baisse de la charge à la turbine et donc du débit de vapeur entraîne une augmentation du volume de vapeur dans le GV et donc une baisse du niveau. On parle d'effet de tassement ou à l'inverse de gonflement. Cette grandeur est régulée de manière à conserver un niveau constant, via la variation du débit d'eau alimentaire.

Les différents effets dynamiques de l'écoulement diphasique dans le générateur de vapeur, et sa géométrie complexe appellent une modélisation fine. Le code de calcul de référence pour cette modélisation est

². En conditions normales, le fluide primaire est monophasique, mais ces crises d'ébullition locales peuvent apparaître à certains points chauds.

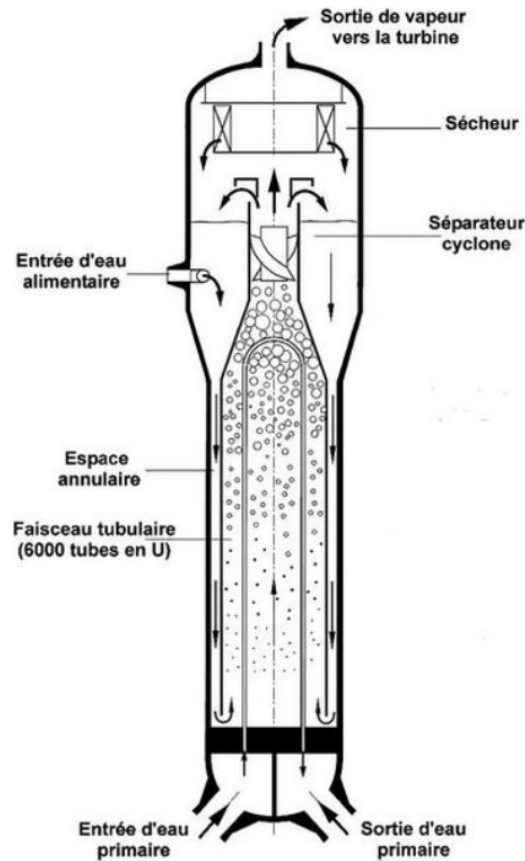


FIGURE 2.3 – Schéma de principe du générateur de vapeur

CATHARE3® ou CATHARE2®[17], code de calcul thermohydraulique développé au CEA en partenariat avec EDF, l'IRSN et Framatome. Il permet une modélisation dynamique du générateur de vapeur, incluant les effets de tassement ou de gonflement, ainsi qu'une modélisation du comportement de la vapeur dans la tubulure vapeur.

2.1.3 Modélisation de la boucle primaire

La modélisation de l'écoulement du fluide primaire dans la boucle primaire nécessite la résolution des équations thermohydrauliques dans la boucle. En particulier, les conditions aux limites (puissance neutronique, action du groupe motopompe primaire, injections du système de contrôle volumétrique, aspersion et chauffe-rettes au pressuriseur...) doivent être prises en compte, ainsi que les pertes mécaniques de puissance au cours de l'écoulement. Un maillage adapté permet la description des différents composants du primaire. Le code CATHARE® (2 ou 3) permet la résolution de ces équations par un modèle poreux à 6 équations, complété par des lois de fermeture prenant en compte les conditions limites (voir [5]).

2.2 Choix de modélisations pour les différents composants du réacteur

2.2.1 Modélisation du cœur du réacteur

La modélisation neutronique du cœur du réacteur est directement issue de la thèse de MUNIGLIA[54]. On en rappelle les principes ici. Le schéma de calcul repose sur une modélisation neutronique simplifiée utilisant l'équation de la diffusion statique à deux groupes d'énergie, résolue en 3 dimensions par une méthode d'éléments finis dans APOLLO3®[®], et un modèle de cinétique ponctuelle. La neutronique est couplée à un modèle simplifié de thermohydraulique et de thermomécanique du combustible embarqués dans APOLLO3®[®]. Ce calcul statique est couplé à un modèle de cinétique ponctuelle.

2.2.1.1 Modélisation neutronique

La modélisation neutronique repose sur l'équation de la diffusion neutronique. On considère un découplage des effets statiques et dynamiques, en considérant que le flux peut être exprimé pour un groupe d'énergie g sous la forme :

$$\phi_g(\vec{r}, t) = a(t) \cdot \tilde{\phi}_g(\vec{r}) \quad (2.2)$$

où $\tilde{\phi}$ est la partie spatiale du flux, et a la partie temporelle. Ce découplage est appelé méthode quasi-statique [65]. $\tilde{\phi}$ est solution de l'équation de la diffusion statique, qui s'écrit pour un groupe d'énergie g :

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

où

- D_g est le coefficient de diffusion du groupe g ,
- Σ^g est la section efficace macroscopique totale faisant sortir les neutrons du groupe g ,
- Σ_s^g est la section efficace macroscopique de diffusion faisant entrer les neutrons dans le groupe g ,
- Σ_f^g est la section efficace macroscopique de fission dans le groupe g ,
- β_g est la fraction de neutrons retardés du groupe g ,
- ν_g est le nombre moyen de neutrons prompts émis par un neutron incident d'énergie g .

Cette équation permet de saisir en 3 dimensions les effets locaux dus par exemple à l'insertion des barres de contrôle ou à la variation de la puissance. La résolution de cette équation est faite grâce au solveur MINOS[7], [38] du code de calcul APOLLO3®[®], par une méthode d'éléments finis mixtes duaux d'ordre 1. En exploitant les symétries du réacteur, on modélise un quart de cœur seulement. Chaque assemblage est découpé en 4 mailles radialement, et 32 mailles axialement.

La partie temporelle du flux est résolue par la méthode de cinétique ponctuelle. Le cœur est supposé ponctuel, et on établit l'équation donnant l'évolution de la population neutronique en fonction du facteur de multiplication effectif des neutrons k_{eff} . On obtient alors l'équation caractéristique de Nordheim, que l'on linéarise pour obtenir :

$$n(t) = n_0 \exp\left(\frac{\rho}{\tau} t\right) \quad (2.4)$$

où n désigne la population neutronique, ρ la réactivité du cœur, définie par $\rho = (k_{eff} - 1)/k_{eff}$ et exprimée en pcm, et τ un temps caractéristique dépendant des paramètres de neutrons retardés associés à chaque famille de précurseurs, et du temps de vie des neutrons dans le réacteur. Il vaut 0.086 s dans le cas de l'uranium 235, et 0.066 s si on combine tous les noyaux fissiles. Cette équation peut aussi être écrite en terme de puissance :

$$P(t) = P_0 \exp\left(\frac{\rho}{\tau} t\right) \quad (2.5)$$

où P_0 désigne la puissance à $t = 0$.

Le mouvement des barres est modélisé par dilution, ce qui peut causer une surestimation de l'effet absorbant des barres, en particulier pour les petits déplacements. Cependant, cet effet étant systématique, on peut supposer que l'impact sera négligeable sur la comparaison des observables.

Seule l'évolution des poisons de la chaîne du xénon est prise en compte. Le temps caractéristique de l'évolution du samarium, qui est de quelques jours, rend sa modélisation peu intéressante sur un transitoire aussi court.

2.2.1.2 Modélisation thermohydraulique

Afin de résoudre la thermohydraulique du fluide primaire dans le cœur, un bilan enthalpique stationnaire et monodimensionnel axialement est effectué pour chaque canal d'écoulement, c'est à dire pour chaque assemblage.

C'est une modélisation multi-1D obtenue en simplifiant les équations de la thermohydraulique avec les hypothèses suivantes :

- écoulement monophasique,
- écoulement unidimensionnel,
- écoulement stationnaire,
- écoulement laminaire et fluide parfait,
- pas de forces extérieures hormis la gravité,
- température uniforme radialement,
- pression constante dans le cœur.

On obtient l'équation suivante :

$$\frac{dH}{dz} = \frac{\pi D_b Q_s}{S_h u_z \rho(H)} \quad (2.6)$$

où

- H désigne l'enthalpie du fluide primaire,
- z désigne la hauteur dans le cœur,
- D_b est le diamètre du crayon combustible,
- Q_s est le flux thermique surfacique des crayons vers le fluide,
- S_h est la section hydraulique de l'écoulement,
- u_z est la vitesse du fluide primaire,
- ρ est la masse volumique du fluide primaire.

La température du fluide primaire, T_{mod} et sa masse volumique ρ dépendent de l'enthalpie. La dépendance est calculée par un polynôme reproduisant les tables de l'eau à 155 bars. Cette équation est ensuite discrétisée axialement, et on trouve pour une maille i :

$$H(z_{i+1}) - H(z_i) = (z_{i+1} - z_i) \frac{\pi D_b Q_s}{S_h u_z \rho(H)} \quad (2.7)$$

Le flux surfacique est donné par la thermique combustible. La justification des hypothèses est disponible page 74 de [54].

2.2.1.3 Modélisation thermique du combustible

La modélisation complète du combustible prend en compte l'équation de la chaleur, mais aussi les déformations mécaniques, ainsi que l'évolution chimique du combustible. On ne s'intéresse ici qu'à l'équation de la chaleur, en négligeant l'effet des déformations mécaniques. L'équation est simplifiée en supposant que le régime est stationnaire, que la géométrie est cylindrique, et enfin que les transferts de chaleur se font uniquement radialement (vers le fluide) et non axialement (le long du crayon). La justification de ces hypothèses est disponible page 80 de [54].

On obtient l'équation suivante pour la température de surface du combustible :

$$-\frac{1}{r} \frac{d}{dr} (r \lambda(T) \frac{dT}{dr}) = P_{vol} \quad (2.8)$$

où :

- T désigne la température dans le combustible,
- λ désigne la conductivité thermique du combustible,
- P_{vol} désigne la puissance volumique due à la fission.

La puissance volumique est fournie par la neutronique. La connaissance de la température de surface T_{surf} permet de calculer le flux thermique reçu par le modérateur en utilisant le coefficient d'échange h , calculé par MUNIGLIA dans [54] page 78 :

$$Q_s = h(T_{surf} - T_{mod}) \quad (2.9)$$

Enfin, la formule de Rowlands [65] est utilisée afin de calculer la température effective qui sert au calcul neutronique. Cette formule est une pondération entre la température à la surface du combustible et la température au centre du combustible.

2.2.2 Modélisation de la partie conventionnelle

On s'intéresse ici à la modélisation de la partie conventionnelle, c'est à dire le groupe turboalternateur. Le groupe turboalternateur produit, à partir du débit de vapeur extrait du GV et noté Q_{vap} , de produire une puissance électrique brute notée P_{brute} . De cette puissance est déduite la puissance nécessaire à alimenter les circuits de la centrale. Il existe ainsi une différence de 60 MW entre la puissance électrique brute produite et la puissance nette.

En incluant le rendement du groupe turboalternateur de 0.99, et des pertes mécaniques estimées à 2 MW, on peut alors calculer la puissance mécanique délivrée par la turbine à l'alternateur :

$$P_{meca} = \frac{P_e + 60 \text{ MW}}{0.99} + 2 \text{ MW} \quad (2.10)$$

On introduit alors le rendement de la turbine, pour remonter à la puissance qui doit être apportée à la turbine par la vapeur, qu'on note P_{vap} :

$$P_{vap} = \frac{P_{meca}}{\eta_{turbine}} \quad (2.11)$$

A partir de P_{vap} , il est possible de calculer le débit de vapeur à admettre dans la tubulure vapeur. On définit pour simplifier la mise en équations un rendement global de la tranche η liant directement la puissance électrique nette et la puissance apportée par la vapeur :

$$\eta = \frac{P_e}{P_{vap}} = \frac{P_e}{P_{meca}} \eta_{turbine} \quad (2.12)$$

Le rendement global dépend de la puissance et est donc indexé sur la puissance selon la loi indiquée Fig. 2.4 et issue des données calculées avec le simulateur EasyREP® [26] pour des états permanents à différentes puissances.

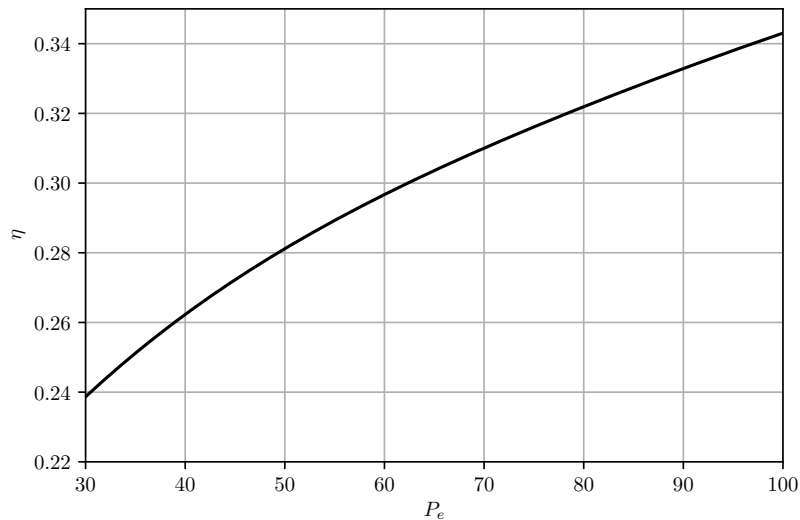


FIGURE 2.4 – Rendement de la tranche

2.2.3 Modélisation de la boucle primaire

La boucle primaire extrait la puissance thermique du cœur pour la transmettre au générateur de vapeur. Si l'on fait un bilan de puissance sur le fluide primaire, en régime permanent, on peut écrire que la puissance qu'il reçoit est :

$$\Delta P = P_{th} - P_{ech.GV} + P_{pompe} - P_{pertes} \quad (2.13)$$

où :

- P_{th} désigne la puissance thermique dégagée dans le cœur,
- $P_{ech.GV}$ désigne la puissance échangée vers le GV,
- P_{pompe} désigne la puissance apportée par les pompes primaires.
- P_{pertes} est un terme permettant de prendre en compte les pertes mécaniques et thermiques dans la boucle primaire.

La puissance apportée par les chaufferettes du pressuriseur est négligée. La pression et le débit du fluide primaire sont considérés constants.

En réalité, cette différence de puissance n'est pas entièrement captée par le fluide primaire. Une partie est absorbée par les internes de cuve, ainsi que la cuve elle-même. La diffusion thermique dans les internes de cuve

créé un effet de captation et restitution d'énergie décalée par rapport à l'élévation du fluide primaire lui-même. Les internes agissent comme un stock d'énergie.

Cependant, dans le cadre d'un transitoire lent tel que le suivi de charge, on fait l'hypothèse d'un équilibre thermique constant entre les internes et le fluide, si bien que la température du fluide et celle des internes sont égales à tout instant [26].

On peut alors écrire, pour un pas de temps Δt :

$$\Delta T = (P_{th} + P_{pompe} - P_{ech.GV} - P_{pertes}) \frac{\Delta t}{C_p} \quad (2.14)$$

où :

- T désigne la température moyenne de la boucle primaire,
- C_p désigne la capacité thermique totale du fluide primaire et des internes de cuve.

Afin d'écrire cette équation, il faut que le fluide se soit mélangé correctement dans la boucle primaire, donc que le fluide ait au moins parcouru entièrement la boucle une fois, ce qui prend quelques secondes. La capacité thermique est la somme de la capacité thermique du fluide et de celle des structures :

$$C_p = M_{eau} c_p^{eau} + C_p^{structures} \quad (2.15)$$

Le premier terme est très facile à calculer comme le produit de la masse primaire (267t) et de la capacité thermique massique de l'eau, disponible dans les tables de l'eau, tabulée en fonction de la T_m . Au nominal, ce terme donne 1457 MJ/°C.

Le terme lié aux structures est difficile à estimer. On peut cependant estimer son importance relative par rapport à la part due à l'eau. En effet, dans le rapport de sûreté, on peut lire qu'en conditions nominales, l'énergie stockée dans le fluide primaire est de 378 GJ, et dans les structures 176 GJ [26]. Sachant que l'énergie stockée est proportionnelle au produit de la température et de la capacité thermique, et puisque la température est la même entre les structures et le fluide à l'équilibre thermique, on peut estimer la capacité thermique des structures au nominal : $(1457 * 176)/378 = 684 \text{ MJ}/^\circ\text{C}$. On suppose cette capacité constante pour cette plage de température. On obtient donc :

$$C_p = 267 \text{ t} \times c_p^{eau}(T) + 684 \text{ MJ}/^\circ\text{C} \quad (2.16)$$

La capacité thermique de l'eau est donnée par une interpolation polynomiale des tables de l'eau. La variation totale de la capacité thermique en fonction de la température est donnée figure 2.5.

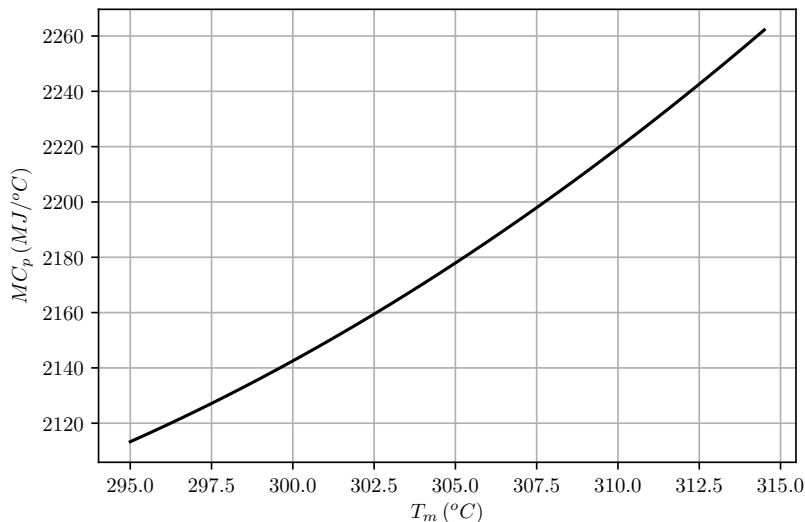


FIGURE 2.5 – Capacité thermique du fluide primaire et des structures.

2.2.4 Modélisation des générateurs de vapeur

La modélisation du générateur de vapeur nécessite de distinguer les différents flux d'énergie qui y circulent :

- la puissance tirée vers la turbine, sous forme d'un débit de vapeur Q_{vap} , notée $P_{extraite}$,

- la puissance échangée entre le circuit primaire et le circuit secondaire, notée $P_{ech.GV}$,
- la puissance produite dans le GV sous forme d'un débit de vapeur Q_{prod} , notée P_{GV} .

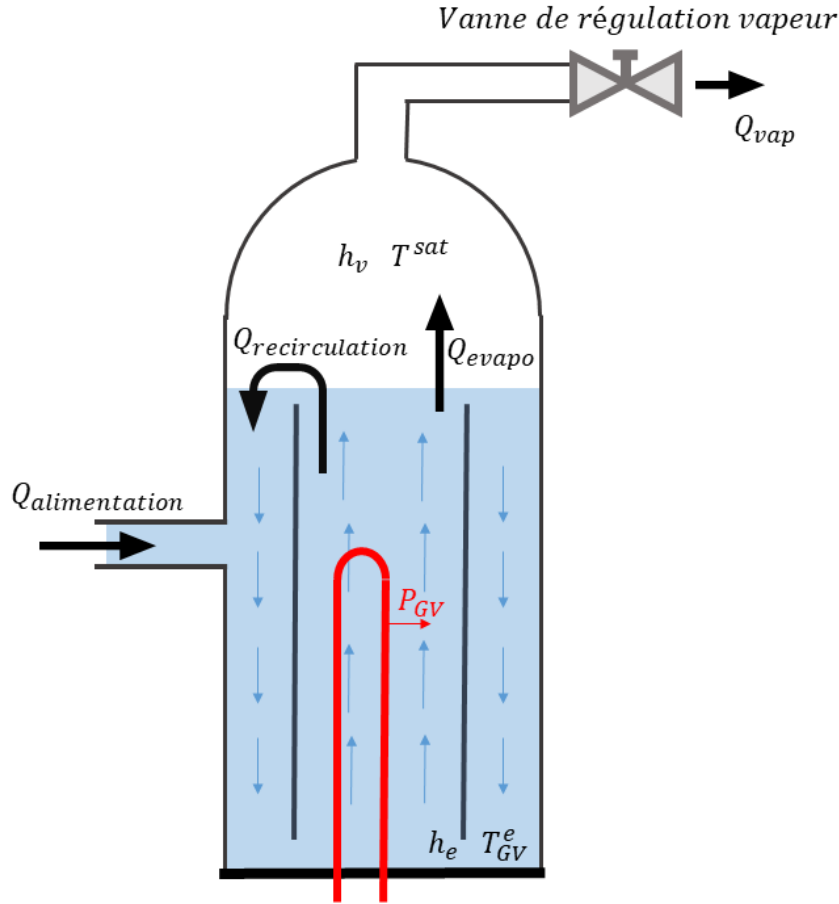


FIGURE 2.6 – Schéma simplifié de la partie haute du générateur de vapeur. Le circuit primaire est représenté en rouge.

Un schéma simplifié du générateur de vapeur avec les grandeurs physiques utiles à la modélisation est donné Fig. 2.6. On considère le niveau d'eau dans le GV constant, si bien que le volume occupé par la vapeur est également constant. Si l'on suppose que toute la puissance échangée au GV va au fluide secondaire, c'est-à-dire en supposant qu'aucune énergie n'est stockée dans les tubes du faisceau tubulaire, on peut écrire que $P_{ech.GV} = P_{GV}$.

Par ailleurs, on peut modéliser l'échange entre le primaire et le secondaire en utilisant un coefficient d'échange hS [26] :

$$P_{GV} = P_{ech.GV} = hS(T_m - T^{sat}) \quad (2.17)$$

Les valeurs de hS le coefficient d'échange au GV sont tabulées en fonction de la puissance, d'après des données produites avec le simulateur EasyREP® [26]. La loi utilisée est une interpolation polynomiale des valeurs obtenues pour différents niveaux de puissance. Ce coefficient est calculé pour des situations stationnaires. Le transitoire de suivi de charge étant un transitoire lent, on suppose que sa variation est négligeable en dynamique.

En régime permanent, le débit de production de vapeur est égal au débit de vapeur tirée vers la turbine. Ce n'est pas le cas pendant un transitoire. Cependant, on peut calculer le débit de production de vapeur en supposant que toute la chaleur apportée par le primaire sert à vaporiser de l'eau dans le GV :

$$Q_{prod} = \frac{P_{GV}}{h_v - h_e} \quad (2.18)$$

où h_v désigne l'enthalpie de la vapeur en haut du GV, et h_e l'enthalpie de l'eau en bas du GV.

Le débit de vapeur tirée pour la turbine peut être calculé en fonction de la puissance électrique produite et du rendement η de la centrale, qu'on définit comme étant le rapport de la puissance électrique nette à la puissance extraite au GV. On a :

$$Q_{vap} = \frac{P_e}{\eta(h_v - h_e)} \quad (2.19)$$

Si on regarde la situation **à l'équilibre**, on a :

$$\begin{aligned} Q_{prod} &= Q_{vap} \\ \Leftrightarrow \frac{P_{GV}}{h_v - h_e} &= \frac{P_e}{\eta(h_v - h_e)} \\ \Leftrightarrow P_e &= \eta P_{GV} \end{aligned}$$

On retrouve bien la loi de rendement. En régime non permanent, on peut exploiter la différence de débits pour calculer l'évolution de la masse volumique de vapeur présente dans le GV :

$$\Delta\rho = (Q_{prod} - Q_{vap}) \frac{\Delta t}{V_{GV}} \quad (2.20)$$

où V_{GV} est le volume de vapeur dans le GV. Connaissant l'évolution de la masse volumique et en supposant la pression dans le GV constante, on peut alors déterminer l'évolution de la température saturante grâce aux tables de l'eau.

L'enthalpie d'entrée dans la colonne chaude h_e n'est pas égale à la température de l'eau alimentaire, puisqu'il y a un mélange entre l'eau alimentaire et l'eau de recirculation. On note R le taux de recirculation, défini comme le rapport du débit total dans le faisceau au débit d'eau alimentaire. En exploitation, il varie de 4 à 25. S'il vaut 4, par exemple, cela veut dire qu'il y a 4 fois plus de débit dans le faisceau que le débit alimentaire, donc que trois quarts du débit dans le faisceau est dû à l'eau de recirculation. Le taux de recirculation dépend de la puissance échangée au GV.

On fait l'hypothèse que le débit d'alimentation au GV est égal au débit de vapeur extrait du GV, de manière à conserver une masse d'eau constante dans le GV. Le débit total dans le faisceau est égal à la somme du débit d'eau alimentaire et du débit de recirculation. On en déduit :

$$R = \frac{Q_{faisceau}}{Q_{alimentation}} = \frac{Q_{vap} + Q_{recirculation}}{Q_{vap}} \quad (2.21)$$

On a ainsi la valeur du débit de recirculation :

$$Q_{recirculation} = (R(P_{GV}) - 1)Q_{vap} \quad (2.22)$$

On peut ainsi déduire la température d'entrée de l'eau dans le faisceau en faisant un mélange des deux arrivées d'eau :

$$T_{GV}^e = \frac{Q_{recirculation}T^{sat} + Q_{alimentation}T_{ARE}}{Q_{faisceau}} \quad (2.23)$$

$$= \frac{(R - 1)Q_{vap}T^{sat} + Q_{vap}T_{ARE}}{Q_{vap} + (R - 1)Q_{vap}} \quad (2.24)$$

$$= \frac{R - 1}{R}T^{sat} + \frac{1}{R}T_{ARE} \quad (2.25)$$

où T_{ARE} désigne la température d'entrée de l'eau alimentaire dans le GV.

À partir des tables de l'eau, on peut déterminer l'enthalpie massique d'entrée au GV h_e . Le taux de recirculation dans le GV désigne le rapport entre le débit total dans le faisceau tubulaire et le débit d'eau alimentaire entrant dans le GV. Sa valeur varie au cours du fonctionnement, en fonction de la puissance échangée au GV (figure 2.7). Les données sont issues d'EasyREP®.

2.2.5 Modélisation de la boucle secondaire

Une fois la vapeur passée dans les deux étages de la turbine, elle est condensée à 33.6 °C. On note T_{cond} cette température. Elle passe ensuite par trois étages de réchauffement (utilisant un tirage de vapeur de la turbine basse pression), puis est stockée dans la bache alimentaire, à 10.3 bar et 181.2 °C (au nominal). La bache stocke 450 m³ d'eau au nominal.

Elle est ensuite réchauffée par trois étages de réchauffement utilisant un tirage de vapeur de la turbine haute pression, jusqu'à 230.5 °C (au nominal) avant d'être envoyée vers le GV à 75.2 bar.

On introduit deux nouvelles variables :

- T_{ADG} , la température de l'eau dans la bache alimentaire.
- T_{ARE} la température de l'eau après le deuxième réchauffement, soit la température de l'eau quand elle arrive au GV.

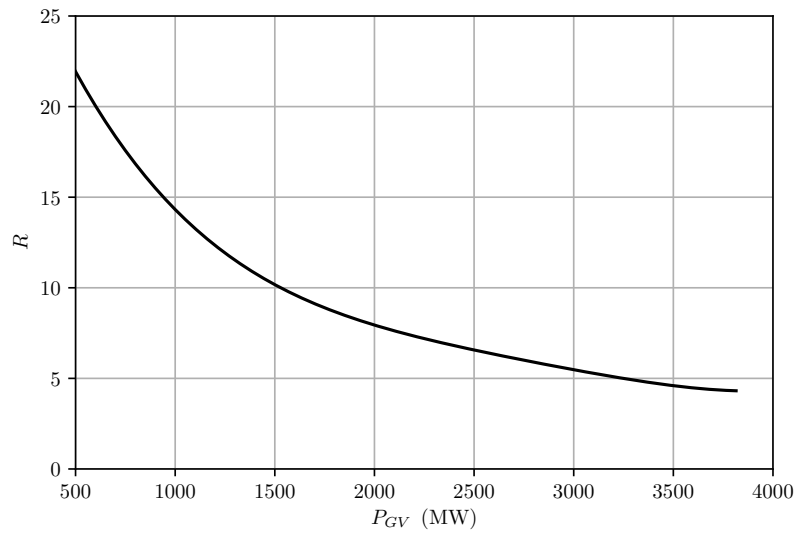


FIGURE 2.7 – Taux de recirculation dans le GV en fonction de la puissance échangée.

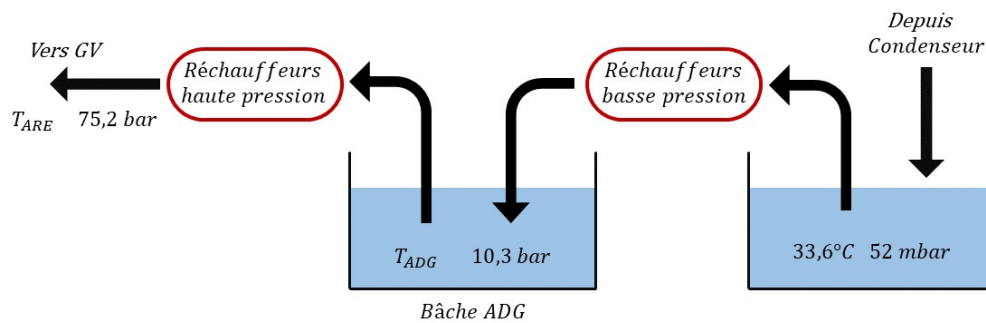


FIGURE 2.8 – Schéma détaillé du circuit secondaire

On pourrait également introduire la masse de la bache ADG comme paramètre variable. La variation de sa masse due aux variations de niveau dans les différents GV, est de l'ordre de 80 m^3 , soit environ 60 tonnes, soit une variation d'environ 10% en masse pour la bache ADG. On choisit de négliger cette variation.

La valeur des réchauffements au premier et au deuxième étages est tabulée en fonction de la puissance électrique, d'après des mesures (données issues de [26]). On note ΔT_{BP} et ΔT_{HP} ces deux fonctions.

La variation de température dans la bache alimentaire est due à l'arrivée et au départ d'eau à différentes températures. Il faut donc faire une moyenne massique pour estimer la nouvelle température :

$$T_{ADG} = \frac{(m_{ADG} - 4Q_{vap}\Delta t)T_{ADG} + (4Q_{vap}\Delta t)(T_{cond} + \Delta T_{BP}(P_e))}{m_{ADG}} \quad (2.26)$$

Le facteur 4 dans la masse d'eau entrante et la masse d'eau sortante est lié au fait que les 4 GV utilisent la même bache ADG. On peut alors calculer la température de l'eau alimentant le GV :

$$T_{ARE} = T_{ADG} + \Delta T_{HP}(P_e) \quad (2.27)$$

2.3 Construction d'un simulateur de réacteur en dynamique libre

Cette section présente le schéma de calcul permettant le couplage des différentes physiques présentées dans les sections précédentes. Le schéma de couplage utilise le fait que les effets neutroniques dans le coeur sont plus rapides que les effets thermohydrauliques à l'échelle du système. Ainsi, le schéma de couplage comporte deux boucles imbriquées : une boucle thermohydraulique de calcul de l'état du système et une boucle interne de calcul neutronique permettant de modéliser les évolutions rapides de l'état du coeur.

Ce modèle couplé est introduit dans une boucle globale de calcul prenant en compte les actions de pilotage, l'évolution de la puissance électrique et les phénomènes plus lents comme l'évolution de la concentration en xénon. On présente dans un premier temps la boucle globale, puis la boucle thermohydraulique système, et enfin la boucle neutronique. On fait ainsi l'hypothèse d'une série d'état quasi-statiques, avec une convergence à chaque niveau de la boucle du niveau inférieur. La boucle neutronique converge vers un état à réactivité nulle dans la boucle thermohydraulique, qui converge vers un équilibre des puissances et des températures dans la boucle globale.

2.3.1 Schéma de calcul global

Le schéma de calcul global est présenté dans l'algorithme 1. A chaque étape, la puissance électrique est mise à jour. On en déduit la nouvelle position du groupe de compensation de puissance (ce calcul est détaillé dans le chapitre 3). L'évolution du xénon et des autres poisons neutroniques est ensuite calculée. La position du GRT et la concentration en bore soluble sont ensuite ajustées afin de contrôler la température et l'axial offset (voir chapitre 3). Enfin, le nouvel état du coeur est calculé. Ce calcul est détaillé dans la section suivante.

Le pas de temps de la boucle globale, noté Δt_{global} , est de 5 minutes quand la puissance électrique est constante, et de une minute 30 sur les pentes du transitoire. Ce pas de temps est celui considéré pour le pilotage du réacteur, l'évolution de la puissance électrique, ainsi que l'évolution du xénon. La fonction de calcul du nouvel état du réacteur utilise un pas de temps interne plus petit.

Ce pas de temps global doit donc être assez petit pour représenter correctement le transitoire, mais aussi pour capturer la bonne évolution du xénon, et permettre un pilotage fin du coeur. En revanche, il doit être suffisamment grand pour que la boucle interne de calcul du nouvel état du réacteur puisse faire suffisamment d'itérations pour retrouver un état d'équilibre du réacteur.

Algorithme 1 : Schéma de calcul

```

1 Initialisation du coeur;
2  $t \leftarrow 0$ ;
3 while  $t < t_{max}$  do
4   Mise à jour de la puissance électrique et de la position GCP ;
5   Mise à jour de la concentration xénon ;
6   Calcul de la commande des GRT et du bore soluble ;
7   Mise à jour de la concentration en bore et de la position du GRT ;
8   Calcul du nouvel état du système;
9    $t += \Delta t_{global}$  ;

```

2.3.2 Schéma de calcul système

On se propose ici de détailler la boucle thermohydraulique système permettant de calculer le nouvel état du réacteur, introduite dans la section précédente. Pour un pas de calcul n , l'état suivant du réacteur est calculé dans l'ordre suivant. La puissance électrique évoluant dans la boucle globale, elle est pour cette boucle système constante, et on la note P_e . Le pas de temps de cette boucle est noté Δt_{sys} .

On met d'abord à jour les températures du secondaire à partir des équations (2.27), (2.26) et (??) :

$$T_{ADG}^{n+1} = \frac{(m_{ADG} - 4Q_{vap}^n \Delta t_{sys}) T_{ADG}^n + (4Q_{vap}^n \Delta t_{sys})(T_{cond} + \Delta T_{BP}(P_e))}{m_{ADG}} \quad (2.28)$$

$$T_{ARE}^{n+1} = T_{ADG}^{n+1} + \Delta T_{HP}(P_e^{n+1}) \quad (2.29)$$

$$R = R(P_{GV}^n) \quad (2.30)$$

$$T_{GV}^{e,n+1} = \frac{R-1}{R} T^{sat,n} + \frac{1}{R} T_{ARE}^{n+1} \quad (2.31)$$

Il est ensuite possible de mettre à jour le débit de vapeur tiré vers la turbine et le débit de vapeur produite dans le GV en utilisant les équations (2.19) et (2.18) :

$$Q_{vap}^{n+1} = \frac{P_e}{\eta(P_e)(h_v(T^{sat,n}) - h_e(T_{GV}^{e,n+1}))} \quad (2.32)$$

$$Q_{prod}^{n+1} = \frac{P_{GV}^n}{(h_v(T^{sat,n}) - h_e(T_{GV}^{e,n+1}))} \quad (2.33)$$

La nouvelle masse volumique de la vapeur présente dans le générateur de vapeur et ensuite la température de saturation peuvent alors être calculées à partir de l'équation (2.20) :

$$\rho^{n+1} = (Q_{prod}^{n+1} - Q_{vap}^{n+1}) \frac{\Delta t_{sys}}{V_{GV}} + \rho^n \quad (2.34)$$

On utilise alors les tables de l'eau pour déterminer T_{sat}^{n+1} en fonction de ρ^{n+1} . La puissance échangée au GV est alors donnée par l'équation (2.17) :

$$P_{GV}^{n+1} = hS(P_{th}^n)(T_m^n - T^{sat,n+1}) \quad (2.35)$$

La température d'entrée est mise à jour en calculant l'élévation de température du circuit primaire selon l'équation (2.14) :

$$T_e^{n+1} = T_e^n + (P_{th}^n + P_{pompe} - P_{GV}^{n+1} - P_{pertes}) \frac{\Delta t_{sys}}{C_p(T_m^n)} \quad (2.36)$$

Enfin, la puissance thermique du cœur ainsi que la puissance moyenne du fluide primaire sont mises à jour en utilisant la boucle neutronique *Neut* détaillée dans le paragraphe suivant :

$$P_{th}^{n+1}, T_m^{n+1} = Neut(T_e^{n+1}, P_{th}^n, T_m^n) \quad (2.37)$$

Ce schéma est itéré jusqu'à obtenir un nouvel état stable du réacteur. Le pas de temps de cette boucle est de 15 secondes. Le nombre maximum d'itérations est défini par le pas de temps de la boucle globale :

$$n_{systeme} = \Delta t_{global} / \Delta t_{sys} \quad (2.38)$$

2.3.3 Schéma de calcul neutronique

L'évolution neutronique du cœur est calculée dans une boucle indépendante selon l'ordre suivant :

- Calcul statique couplé (neutronique, thermo-hydraulique, thermique) 3D du flux neutronique et de la réactivité,
- Mise à jour de la puissance thermique du cœur et de la température moyenne (calcul de cinétique ponctuelle).

La boucle entre ces deux étapes se fait avec un pas de temps de 5 secondes. La température d'entrée du fluide primaire dans le cœur est supposée fixe pendant ces itérations. En effet, les temps caractéristiques de la neutronique sont faibles devant ceux de la thermohydraulique système. La boucle s'arrête une fois qu'un nouvel état stable du cœur est atteint, c'est à dire quand la réactivité est retombée à zéro. On note $Neut(T_e, P_{th}, T_m)$ la fonction qui, à partir de la température d'entrée du fluide primaire et de l'état actuel du cœur, calcule son évolution neutronique et retourne la nouvelle puissance thermique ainsi que la nouvelle température moyenne du fluide primaire.

Le pas de temps de cette boucle est de 5 secondes, ce qui permet 3 itérations de la boucle neutronique pour conserver la cohérence du schéma de calcul, le pas de temps de la boucle système étant de 15 secondes. Dans le cas général, ce nombre d'itérations permet presque systématiquement de faire converger la réactivité.

2.4 Éléments de validation en dynamique libre

2.4.1 Simulateurs disponibles pour la validation

Afin d'évaluer la pertinence de notre modèle de réacteur, nous disposons de peu d'outils de référence pour ce type de transitoires. En particulier, nous n'avons pas accès aux transitoires réels mesurés sur les réacteurs. Nous proposons ici de comparer le simulateur développé aux deux modèles suivants :

- EasyREP[®], un simulateur de réacteur développé par GRARD à l'INSTN. Il s'agit d'un simulateur utilisant plusieurs niveaux de modélisation, 1D ou 0D, et étant notamment utilisé dans [26].
- Le modèle développé par DELVAUX dans le cadre d'un stage [20] et appelé ici «Modèle couplé». Ce simulateur est le résultat d'un couplage entre le noyau neutronique du simulateur décrit ici et du code de calcul thermohydraulique CATHARE2[®], code de référence pour la description de la thermohydraulique système.

EasyREP[®] permet d'évaluer globalement la performance de notre simulateur, comparé à un simulateur développé pour ce type d'applications, et en particulier modélisant précisément le pilotage du réacteur. Le «modèle couplé» utilisant CATHARE2[®] pour la partie thermohydraulique système permet de valider les modélisations simplifiées des boucles primaires et secondaire, et en particulier de la physique du générateur de vapeur. La modélisation des échanges entre les circuits primaire et secondaire utilise CATHARE2[®] qui intègre un modèle diphasique dynamique, par opposition au modèle statique utilisé dans notre simulateur. La modélisation neutronique étant similaire, seul l'effet de la modélisation du secondaire apparaît dans les comparaisons.

Pour ce chapitre, on se contentera des comparaisons au modèle couplé APOLLO3[®] - CATHARE2[®] pour valider la dynamique libre du réacteur.

2.4.2 Validation des équations simplifiées du secondaire

On se propose ici de vérifier les équations simplifiées décrivant le fonctionnement du secondaire, en particulier l'équation (2.17) donnant la puissance échangée au GV en fonction de l'écart en température entre le fluide primaire et le fluide secondaire, ainsi que l'équation (2.14) qui donne l'évolution de la température du primaire en fonction des différentes puissances échangées.

2.4.2.1 Puissance échangée au GV

La modélisation de l'échange entre le circuit primaire et le circuit secondaire est basée sur un coefficient d'échange, tabulé en fonction de la puissance. Les valeurs de ce coefficient ont été tabulées avec des calculs d'états permanents. La question se pose donc de savoir si, pendant un transitoire, elles sont toujours valables.

Pour répondre à cette question, on a tracé sur la figure 2.9 la puissance échangée au GV selon CATHARE2[®] en fonction de la puissance qui aurait été échangée en faisant le calcul avec la formule stationnaire, avec les mêmes entrées.

On constate un écart satisfaisant, de l'ordre de 5% au maximum, ce qui permet de valider cette approche.

2.4.2.2 Variation de température de la boucle primaire

Afin d'évaluer le terme d'inertie thermique de la boucle primaire, l'hypothèse a été faite que la variation de température est suffisamment lente pour que les structures internes de cuve se maintiennent à l'équilibre thermique avec le fluide primaire. Ceci suppose des variations de puissance assez lentes.

Comme pour le coefficient d'échange au GV, on trace Fig. 2.10 la variation de température calculée par CATHARE2[®] en fonction de celle évaluée par la formule stationnaire. Les différents moments du transitoire sont différenciés par des couleurs distinctes.

On note d'abord que sur les paliers hauts et bas, l'écart en température est très faible, moins de 0.05 °C pour un pas de temps. Sur ces temps du transitoire, les variations de puissance et de température sont assez faibles et lentes, elles sont dues à l'évolution du xénon. En revanche, sur les pentes du transitoire, l'écart est plus important. C'est tout à fait cohérent avec l'hypothèse faite pour obtenir la formule stationnaire. L'écart constaté sur la température est lié au fait que de l'énergie est stockée ou relâchée par les internes de cuve. Cependant, cet écart de température est assez faible, il reste inférieur à 0.1 °C.

2.4.3 Validation pour une baisse de charge en dynamique libre

On compare dans cette section les résultats de la modélisation d'une baisse de charge en dynamique libre, donc sans mouvement des barres de contrôle ou modification de la concentration en bore, avec le modèle de

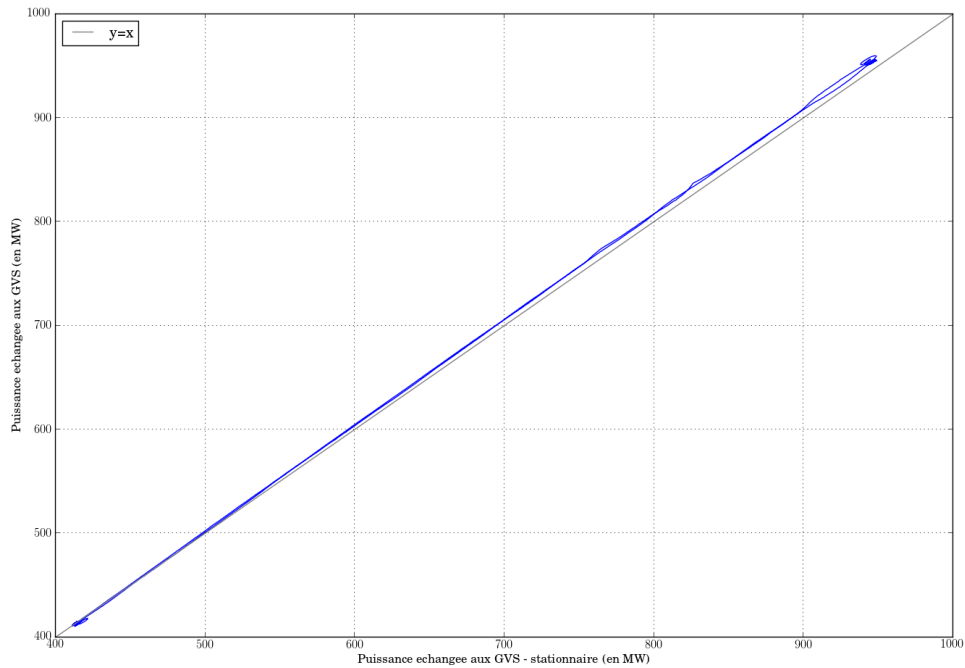


FIGURE 2.9 – Puissance échangée au GV calculée par CATHARE2® et calculée par la formulation stationnaire. (Figure issue du rapport de stage de DELVAUX [20])

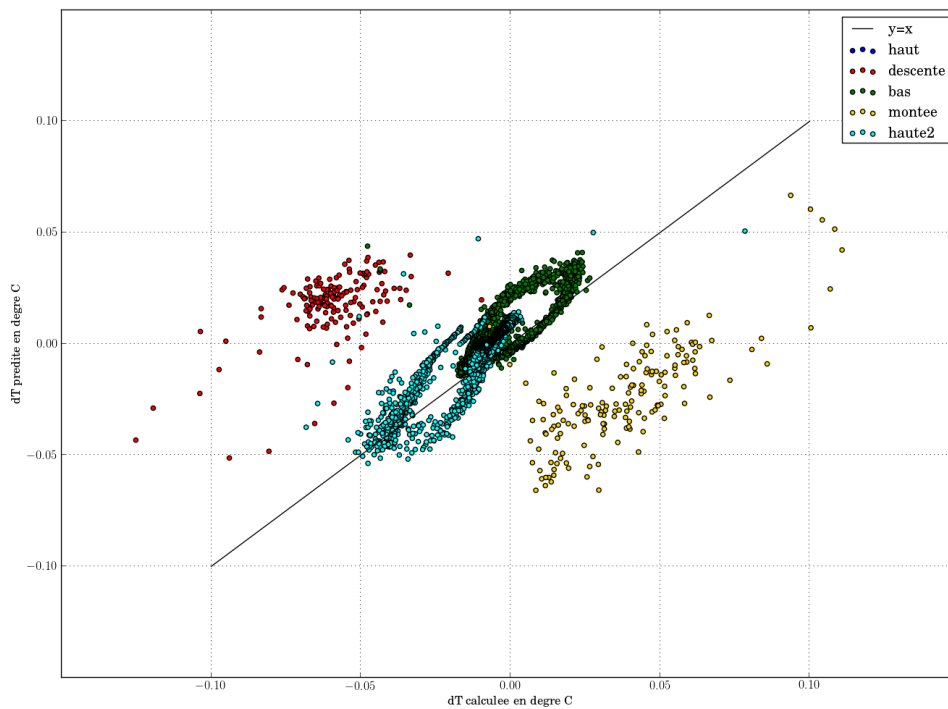


FIGURE 2.10 – Variation de température de la boucle primaire calculée par CATHARE2® (en abscisse) et par la formulation stationnaire (en ordonnée). Les différents moments du transitoire sont représentés avec des couleurs distinctes. (Figure issue du rapport de stage de DELVAUX [20])

simulateur et le modèle couplé. On considère une baisse de charge lente à 90% de la puissance nominale avec une pente de 1%PN/min. La comparaison de ce transitoire réalisé avec le modèle de simulateur et le modèle couplé à CATHARE2® a été effectuée par DELVAUX dans [20] et est reproduite Fig. 2.11.

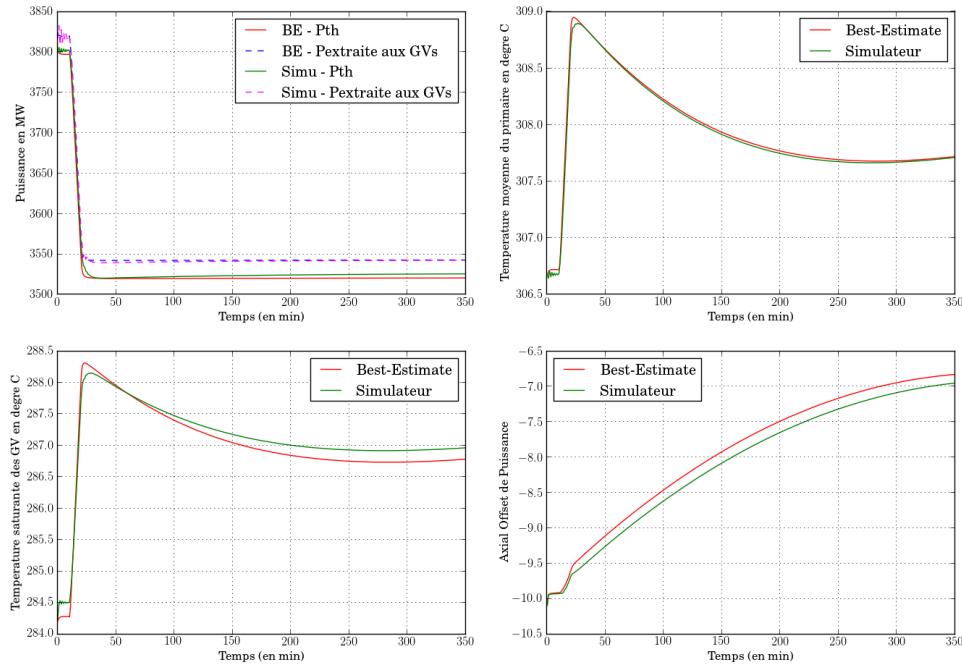


FIGURE 2.11 – Baisse de charge à 90%PN comparée entre le modèle simulateur et le modèle couplé avec APOLLO3® et CATHARE2®, dit *best-estimate*. (Figure issue du rapport de stage de DELVAUX [20])

On s'intéresse pour cette comparaison à la puissance produite dans le cœur et échangée au GV, à la température moyenne du primaire, à la température de saturation du GV, ainsi qu'à l'axial offset de puissance. Après une baisse de puissance au secondaire, on s'attend à une augmentation des températures au GV et dans la boucle primaire, puis, sous le jeu des contre-réactions neutroniques, à une stabilisation de la température du fluide primaire à une nouvelle valeur différente de la valeur initiale et à un équilibrage des puissances.

On retrouve ce comportement avec les deux simulateurs. On s'intéresse particulièrement aux grandeurs liées au secondaire, pour lequel la modélisation est différente entre les deux modèles. On constate un bon accord sur la température de saturation au GV (moins de 0.1%), ainsi que sur la puissance échangée au GV (0.2% au maximum), ce qui confirme l'adéquation de notre modèle simplifié pour des transitoires de puissance lents. Ceci est cohérent avec le très bon accord entre le modèle simplifié de GV et la modélisation CATHARE2® sur la puissance échangée au GV constaté dans la section précédente.

Enfin, la température du fluide primaire suit la même évolution, avec une légère différence, au niveau du pic de température, de moins de 0.1%. L'accord sur l'évolution de la température primaire est donc très bon, malgré les écarts constatés sur la figure 2.10.

2.5 Définition et calcul des observables du suivi de charge

Cette section présente les différentes observables du transitoire permettant de mesurer la performance du réacteur en suivi de charge, et détaille leur définition et mode de calcul. Elles sont regroupées en trois catégories : les observables liées au coût, direct ou indirect du transitoire, les observables liées à la stabilité de la nappe de puissance pendant le transitoire, et enfin les observables liées à la sûreté pendant le transitoire. Elles sont résumées dans le tableau 2.2. Ce classement est approximatif, en effet un certain nombre de ces observables peuvent indirectement avoir un impact à la fois sur le coût, la sûreté, et la stabilité de la puissance.

TABLE 2.2 – Liste de toutes les observables considérées

Observable	Lié à	Symbole	Unité
Volume d'effluents	Coût	v	m^3
Nombre de pas du GRT	Coût	N_R	pas^3
Surcoût de fluence sur la cuve	Coût	F_v	s
Écart de température moyen	Sûreté	$\overline{\Delta T}$	$^{\circ}\text{C}$
Facteur de puissance maximum	Sûreté	f_T	
Puissance linéique maximale (Contrainte)	Sûreté	p_{max}	W/cm
Marge d'arrêt (Contrainte)	Sûreté	ρ_{stop}	pcm
Interaction Pastille Gaine	Sûreté	C_{IPG}	W/cm
Écart de DPAX intégré	Stabilité	i	s
Écart de DPAX intégré sur les paliers	Stabilité	i_{pal}	s
Écart de DPAX intégré sur les pentes	Stabilité	i_{pent}	s
Écart d'AO intégré	Stabilité	i_{AO}	s
Distance dans le diagramme de Shimazu	Stabilité	d_S	

2.5.1 Observables liées au coût du transitoire

2.5.1.1 Volume d'effluents

Bien que l'eau du circuit primaire ne soit pas en contact avec le combustible, elle nécessite un coûteux traitement quand elle sort du primaire. En effet, elle contient du bore et des éléments activés par les rayonnements, et elle peut contenir des éléments métalliques activés de la cuve et des différentes internes. Réduire le volume d'effluent est donc un des objectifs principaux.

Afin de le mesurer, on suppose le débit d'injection d'eau claire ou boriquée est égal au débit sortant. On peut alors mesurer simplement le volume d'effluents :

$$v = \int Q_{bor} dt \quad (2.39)$$

2.5.1.2 Surcoût de fluence cuve

Les variations de puissance ont un impact sur la répartition de la puissance dans le cœur. Il a été montré par VUIART, BROVCHENKO et TAFORAU[81] qu'un suivi de charge fréquent, à cause de la baisse du facteur de charge moyen de la centrale, entraîne un surplus de neutrons rapides sur la cuve, et donc accélère son vieillissement.

Afin de mesurer précisément cet effet, il est nécessaire d'effectuer un calcul de la nappe de puissance, puis de transporter les neutrons émis par les assemblages périphériques jusqu'à la cuve, avec une méthode Monte-Carlo. Un tel schéma de calcul est inenvisageable dans ce simulateur. En revanche, on peut montrer que le flux est globalement proportionnel au rapport entre la puissance des assemblages périphériques et la puissance moyenne du cœur [14]. Ce résultat est assez intuitif, puisqu'il signifie que plus la puissance est importante dans les assemblages périphériques, plus un nombre important de neutrons rapides arriveront jusqu'à la cuve. Notons P_{periph} la puissance des assemblages périphériques, on définit un critère à minimiser pour réduire la fluence cuve :

$$F_v = \int \frac{P_{periph}(t)}{P_{th}(t)} dt - F_v^0 \quad (2.40)$$

3. Un pas correspond à 1.6 cm

où F_v^0 représente la valeur de cette intégrale si le réacteur restait à puissance nominale.

2.5.1.3 Critères liés à l'usure

La répétition des transitoires de puissance sur un REP 1300 entraînera l'usure plus rapide de certaines pièces ou mécanismes [22]. Il est difficile de mesurer cet effet de manière précise en modélisant seulement un transitoire. Cependant, on se concentrera sur une observable permettant de mesurer ce phénomène : le nombre de pas du GRT. En effet, selon les configurations, le groupe de régulation de température peut avoir à effectuer un nombre important de pas, et donc s'user plus rapidement.

2.5.2 Observables liées à la stabilité axiale

Le but de cette mesure est de quantifier la perturbation dans la distribution spatiale du flux liée au transitoire de puissance. L'oscillation axiale de xénon qui en résulte peut prendre du temps à se résorber, rendant potentiellement le cœur indisponible pour un nouveau transitoire de suivi de charge. Il semble donc important de réduire cette instabilité afin de maximiser la disponibilité dans un contexte de suivi de charge régulier.

2.5.2.1 Intégrales d'écarts en axial offset

La façon la plus intuitive semble de mesurer l'écart d'axial offset par rapport à sa consigne pendant le transitoire. Le mode G opère à axial offset constant, on peut donc écrire :

$$i_{AO} = \int |AO(t) - AO_{consigne}| dt \quad (2.41)$$

Dans [54], MUNIGLIA se concentre sur une mesure liée au diagramme de pilotage. L'observable retenue est en effet pondérée par la différence de puissance :

$$\frac{1}{4} \sum_n (|DPAX(t_n) - DPAX_{consigne}(t_n)| + |DPAX(t_{n-1}) - DPAX_{consigne}(t_{n-1})|) \cdot |P_{th}(t_n)^2 - P_{th}(t_{n-1})^2| \cdot (t_n - t_{n-1}) \quad (2.42)$$

L'inconvénient de cette méthode est qu'elle donne une importance quasi nulle au comportement de la puissance sur le palier, où le terme $P_{th}(t_n)^2 - P_{th}(t_{n-1})^2$ est quasi nul. On considère donc plutôt des intégrales temporelles. Afin d'ajouter une pondération par la puissance, on considère le DPAX plutôt que l'axial offset. On définit donc :

$$i = \int |DPAX(t) - DPAX_{consigne}(t)| dt \quad (2.43)$$

L'axial offset de consigne étant fixe, ce n'est pas le cas du DPAX. Le DPAX de consigne est égal à l'axial offset de consigne, constant, multiplié par la puissance relative de consigne, qui varie. Afin de regarder séparément le comportement spécifique sur les pentes et les paliers, on définit $i_{pal.}$ et $i_{pen.}$:

$$i_{pal.} = \int_{paliers} |DPAX(t) - DPAX_{consigne}(t)| dt \quad (2.44)$$

$$i_{pen.} = \int_{pentes} |DPAX(t) - DPAX_{consigne}(t)| dt \quad (2.45)$$

On a de manière évidente $i = i_{pal.} + i_{pen.}$. Dans toutes ces intégrales, on donne le même poids aux écarts négatifs et positifs de DPAX. Cette méthode peut être discutée, du fait de la zone de pilotage interdite du diagramme de pilotage, qui pourrait suggérer de donner un poids plus important aux différences positives. Cependant, les différences négatives sont également impactantes, notamment pour le risque IPG.

2.5.2.2 Mesures sur le diagramme de Shimazu

Dans [72], SHIMAZU propose un diagramme permettant de représenter les oscillations xénon dans les REP. Ce diagramme est construit à partir de trois axial offsets : l'axial offset de puissance AO_P , l'axial offset de xénon AO_{Xe} , et l'axial offset d'iode AO_I . L'axial offset de puissance a déjà été défini. Pour l'iode et le xénon, l'axial offset est défini comme la différence de concentration de l'élément entre le haut et le bas du cœur, divisé par la concentration dans tout le cœur. L'abscisse est définie comme $AO_P - AO_{Xe}$, et l'ordonnée comme $AO_I - AO_{Xe}$. Dans ce diagramme, SHIMAZU montre que le réacteur suit une ellipse pendant une oscillation en dynamique libre.

On se propose de regarder la position du réacteur à l'arrivée sur le palier haut pour mesurer l'ampleur qu'aura l'oscillation xénon. On considère alors la distance entre ce point et le point de départ du réacteur dans le diagramme. L'intuition nous dit que plus cette distance est importante, plus l'oscillation est importante. On note cette distance d_S . Sa valeur est peu importante, c'est la comparaison qui porte l'information.

2.5.3 Observables liées à la sûreté

La position des barres de contrôle joue un rôle clé dans les analyses de sûreté des REP. En effet, les mouvements de barres ont une grande influence sur les pics locaux de puissance, sur le risque d'interaction pastille gaine, ou sur les marges d'arrêts. Puisqu'on se propose ici de modifier la façon dont les barres se déplacent, il semble crucial de vérifier quelques critères de sûreté. Ces critères incluent des observables que l'on tachera de minimiser, mais aussi des contraintes de sûreté.

2.5.3.1 Puissance linéique maximale et facteur de point chaud

Le maintien de la puissance linéique maximale en dessous d'un certain seuil permet de préserver l'intégrité de la pastille de combustible en évitant la fusion à cœur et la dégradation de la gaine par interaction pastille gaine. Dans le Système de Protection Intégré Numérique (SPIN) des REP 1300, le seuil d'arrêt d'urgence du réacteur est fixé à 379W/cm[26]. Le seuil d'alarme est fixé à 357W/cm. La puissance linéique maximale est donc par nature une contrainte.

On considère également le facteur de point chaud, défini comme le maximum du rapport entre la puissance linéique locale et la puissance linéique moyenne du cœur.

2.5.3.2 Marge d'arrêt

Lors d'un arrêt du réacteur, toutes les barres sont insérées d'un coup afin de bloquer la réaction en chaîne. La question se pose, quand beaucoup de barres sont insérées, de savoir si la marge d'antiréactivité apportée par les barres est suffisante.

La mesure de cette marge consiste à faire un calcul de réactivité à froid toutes barres insérées, et de vérifier que la réactivité est bien négative. Il semble impossible d'effectuer un tel calcul à tous les pas de temps, ceci serait trop coûteux en temps de calcul. On se contente donc de faire le calcul au moment le plus critique du transitoire, c'est à dire juste avant la remontée en puissance, ce qui correspond à une situation où le GCP est très inséré, et le xénon est à son maximum.

La marge d'arrêt est par nature une contrainte, on ne la considèrera donc pas comme un objectif. Une valeur en dessous de laquelle ne pas descendre est fixée à partir des contraintes du rapport de sûreté.

2.5.3.3 Interaction Pastille-Gaine

Il existe entre la pastille combustible et la gaine un jeu à chaud, de l'ordre de 170 microns pour un crayon neuf[26]. Ce jeu est pressurisé à l'hélium à environ 65 bars à chaud. L'interaction pastille gaine désigne les interactions entre la pastille et la gaine, qui se déforment de manière différente sous l'effet de la pression du fluide primaire, du flux thermique et du flux de neutrons. Quand la puissance est importante et constante, la gaine subit une pression de la pastille, qui se déforme plus que la gaine. Les contraintes décroissent par relaxation jusqu'à atteindre une valeur très inférieure à la limite élastique du matériau. On dit alors que la gaine est conditionnée. Lors d'une baisse de puissance, le jeu s'ouvre et la gaine est alors mise en compression à cause de la différence de pression entre le fluide primaire et l'intérieur de la gaine. Par fluage de la gaine, le jeu commence alors à se refermer, jusqu'à fermeture complète du jeu. Si le niveau bas de puissance est maintenu trop longtemps, le retour à puissance nominale produit des contraintes importantes pour la gaine, et peut causer, si des fissures sont amorcées par corrosion sous contrainte, une rupture de la gaine.

Afin d'évaluer, pour un transitoire donné, si le transitoire présente un plus grand risque IPG avec un jeu de paramètres de pilotage ou un autre, on introduit le critère suivant inspiré de [71] :

$$C_{IPG} = \max_{\vec{r}} \left(\max_t (P(\vec{r}, t)) - \min_t (P(\vec{r}, t)) \right) \quad (2.46)$$

Ce critère permet de mesurer localement l'écart de puissance auquel est soumis l'ensemble pastille gaine. Il ne prend pas en compte les effets dynamiques, en particulier la durée pendant laquelle le combustible est soumis à la puissance minimale, ou la vitesse de remontée en puissance.

2.5.3.4  cart en température

Enfin, l'écart à la température de référence du cœur est considéré.

$$\overline{\Delta T} = \frac{1}{t_{tot}} \int (T_m(t) - T_m^{consigne}(t)) dt \quad (2.47)$$

où

- T_m désigne la température moyenne du fluide primaire dans le cœur,
- $T_m^{consigne}$ désigne la température de consigne du fluide primaire,
- et t_{tot} désigne le temps total du transitoire.

2.6 Conclusion

Le simulateur présenté dans ce chapitre est un couplage entre les différentes physiques du réacteur, à différentes échelles : cœur, boucle primaire, boucle secondaire. Chacun des composants est modélisé de façon à accéder aux grandeurs intéressantes pour l'observation des performances de suivi de charge, mais de manière la plus simplifiée possible pour réduire au maximum le temps de calcul, tout en conservant une cohérence de la modélisation. La modélisation du cœur repose sur un calcul neutronique statique 3D couplé avec une modélisation multi-1D de la thermohydraulique et 1D de la thermomécanique du combustible. Ce calcul statique est couplé à une modélisation cinétique ponctuelle. Le modèle de cœur permet ainsi de modéliser l'évolution de la puissance et de la température dans le cœur, avec comme grandeur d'entrée la température d'entrée dans le cœur. Ce modèle de cœur est couplé à une modélisation 0D sous forme de bilan de puissance de la boucle primaire, et à un modèle simplifié du générateur de vapeur et des circuits secondaires. Ces modèles ont été validés à partir d'un couplage avec le code de référence pour la thermohydraulique système, CATHARE2®.

Le simulateur est capable de modéliser de manière rapide et efficace le comportement du réacteur lors d'un transitoire de suivi de charge, et permet de déterminer un certain nombre d'observables liées aux performances du réacteur, en lien avec le coût du transitoire qu'il soit direct (volume d'effluents) ou indirect (usure de la cuve, des mécanismes des barres de contrôle...), la stabilité axiale et la sûreté (marges d'arrêt, puissance linéique maximale, risque IPG, fatigue thermique).

Stratégie de pilotage du réacteur en suivi de charge - État de l'art et modèle

L'objectif de ce chapitre est d'établir une stratégie de pilotage pour le réacteur en suivi de charge. Étant donnée la démarche globale de nos travaux, le but n'est pas de concevoir une stratégie de pilotage entièrement nouvelle, mais de modéliser le pilotage en mode G actuellement en exploitation le plus fidèlement possible, avec les contraintes du modèle physique présenté dans le chapitre précédent. Cependant, afin de mesurer le gain possible d'une stratégie de pilotage innovante, une méthode permettant de gérer directement l'axial offset est présentée et testée.

Dans un premier temps, les principes des pilotages du parc français sont rappelés, avec leurs justifications historiques, ainsi qu'un état de l'art des travaux d'automatique sur les pilotages innovants de réacteurs. Une modélisation équivalente du mode G est ensuite proposée, adaptée au simulateur de réacteur. Ce modèle est validé par comparaison au simulateur EasyREP®. Enfin, les leviers d'optimisation sont identifiés dans les paramètres du mode G.

3.1 Historique et état de l'art du pilotage de réacteurs

La notion de pilotage de réacteur englobe toutes les actions, automatiques ou effectuées par un opérateur humain, permettant d'asservir un certain nombre de grandeurs de contrôles, en situation normale, incidentelle ou accidentelle. L'ensemble des procédures de pilotage est décrit dans les Spécificités Techniques d'Exploitation (STE) et font l'objet d'analyses de sûreté.

Dans notre cas d'étude, puisque le réacteur ne sort pas de ses conditions d'exploitation normale, on ne s'intéresse pas aux conduites incidentelles et accidentelles. On peut alors simplifier grandement le problème en ne regardant qu'un nombre limité de grandeurs. Celles-ci incluent :

- Pour la neutronique la puissance du cœur, la température du fluide primaire, la distribution axiale de puissance, la réactivité, etc.
- Pour la thermohydraulique primaire le débit, la pression.
- Pour la thermohydraulique du secondaire, le niveau et la pression des GV, etc.

De plus, étant donnée la modélisation du réacteur présentée au chapitre précédent, les grandeurs régulées du primaire (pression) et du secondaire (niveau d'eau du GV) sont considérées constantes, et on ne prend en compte que la régulation des grandeurs du cœur du réacteur, à savoir la température, la puissance et la distribution axiale de puissance. On s'intéresse également à la capacité du réacteur à effectuer un retour rapide à son niveau de puissance nominal, même à basse puissance, ce qui est une exigence de RTE. On choisit comme critère P_{max} , définie comme étant la puissance qu'on atteindrait en ramenant les barres de contrôle à leur position extraite.

On présente dans cette partie un historique des différents modes de pilotage mis en œuvre en France, et de leurs capacités de suivi de charge : d'abord le mode A des premiers réacteurs français de 900MW, permettant des variations lentes de la puissance uniquement, puis le mode G, mis en œuvre dès 1985 [12], permettant d'effectuer des transitoires rapides, et finalement le mode T de l'EPR, dont le pilotage automatique permet d'optimiser les performances du réacteur en suivi de charge. Ensuite, un rapide état de l'art de la recherche en automatique sur le pilotage des réacteurs avec diverses méthodes est dressé.

3.1.1 Du mode A au mode T : le pilotage des réacteurs nucléaires en France

3.1.1.1 Le mode A

Le mode A est le mode historique de pilotage. C'est également le plus simple. Il est utilisé en France sur les paliers CP0 de 900MW et N4. Dans le mode A, les barres de contrôle sont asservies à la régulation de la température moyenne. Le bore soluble est géré manuellement.

Deux effets s'opposent lors d'une baisse de puissance. D'une part l'insertion des barres de contrôle fait diminuer la température moyenne et l'axial offset de puissance. D'autre part l'évolution du profil axial de la température tend à redistribuer le flux vers le haut du cœur [26]. L'objectif est donc d'équilibrer ces effets en jouant sur la concentration en bore de manière à conserver l'axial offset constante. Lors d'une baisse de charge, les barres s'insèrent pour faire diminuer la température moyenne. L'opérateur affronte alors l'apparition d'un pic xénon. Ce pic doit être compensé par une dilution du bore afin de ne pas trop perturber l'axial offset en faisant bouger les barres.

Lors de la reprise de charge, une dilution est également nécessaire pour compenser la borication de la baisse de charge. La constante du temps de la variation de concentration en bore étant importante, on comprend que le mode A ne permet d'effectuer que des transitoires lents. En particulier, il n'est pas possible de remonter rapidement à la puissance nominale tout en maintenant un contrôle de l'AO et de la température moyenne. Les pentes pour ce mode de pilotage sont de l'ordre de 1 à 2 % PN par minute [26]. Par ailleurs, la capacité à réaliser des transitoires de puissance est très impactée en fin de cycle du fait de la perte d'efficacité croissante de la dilution sur le contrôle de la réactivité.

3.1.1.2 Le mode G

L'objectif du mode G est de permettre d'atteindre des pentes de variation de puissance bien plus importantes que sur le mode A (jusqu'à 5%PN/min). C'est le mode de pilotage utilisé sur les REP du palier 1300 MW et les réacteurs CP1 et CP2 de 900 MW.

Dans ce mode de pilotage, les barres sont séparées en deux groupes :

- le Groupe de Compensation de Puissance (GCP),
- le Groupe de Régulation de la Température (GRT).

Le Groupe de Compensation de Puissance Le GCP a pour but de compenser le défaut de puissance, c'est-à-dire l'antiréactivité due à la variation de puissance. Le GCP est composé de 4 groupes de grappes (G1, G2, N1 et N2) qui se déplacent à recouvrement constant. Leur déplacement est calibré afin de compenser au plus près le défaut de puissance. Il est asservi en boucle ouverte à la puissance électrique appelée à la turbine. Ainsi, si le calibrage est parfait, la température moyenne dans le cœur devrait constamment être égale à la consigne (en l'absence d'empoisonnement xénon) sans aucune autre action de l'opérateur.

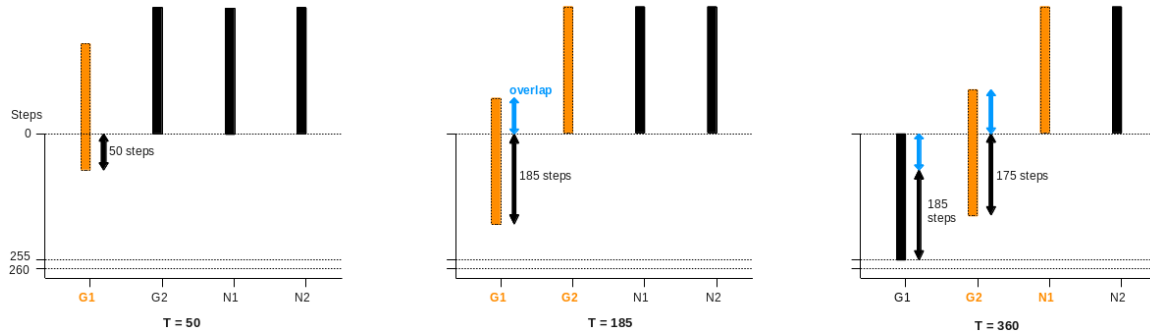


FIGURE 3.1 – Principe du déplacement des GCP. (Figure issue de [54].)

Les GCP se déplacent à recouvrements (ou *overlaps*) constants. Le principe est illustré sur la figure 3.1. La position du GCP est définie par un totalisateur, qui vaut 0 lorsque les barres sont totalement extraites. Le premier groupe de barres, G1, commence à s'insérer seul. Durant cette phase, un pas du totalisateur correspond à un déplacement d'un pas du groupe G1. Lorsque G1 atteint une certaine côte, le groupe G2 commence à s'insérer avec G1. Le recouvrement est défini comme étant le nombre de pas restants à la barre G1. Durant cette phase, un pas du totalisateur correspond alors à un pas de G1 et un pas de G2. Lorsque le groupe G2 atteint son recouvrement avec le groupe N1, le groupe N1 commence également à s'insérer. Lorsqu'un groupe atteint son insertion maximale, il s'arrête. La figure 3.2 donne la position de chaque groupe du GCP en fonction du totalisateur. On conçoit ainsi que l'efficacité du GCP en fonction du totalisateur dépend des recouvrements, et donc que la consigne d'insertion pour un niveau de puissance électrique donné est fonction des recouvrements.

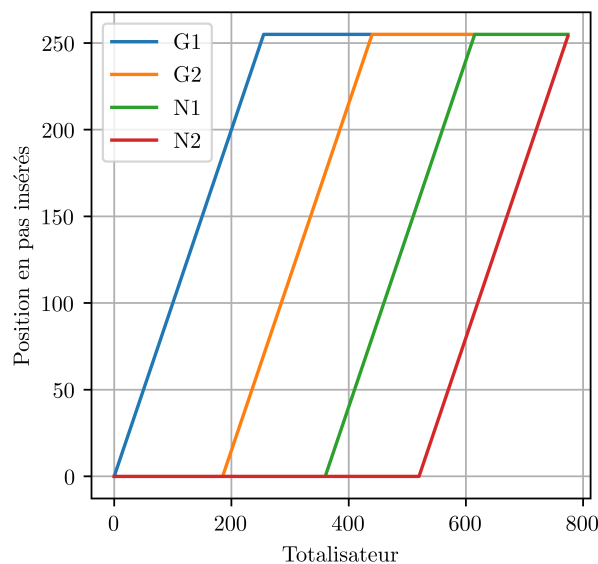


FIGURE 3.2 – Position des groupes du GCP en pas insérés dans le cœur en fonction du totalisateur.

La consigne de déplacement du GCP est établie à partir de la courbe de calibrage G3. Elle donne la position du GCP permettant de compenser le défaut de puissance pour une valeur de la puissance électrique. Cette courbe doit être mise à jour tous les 60 JEPP (jours équivalents pleine puissance) par des mesures sur site, afin de prendre en compte l'épuisement du combustible. La figure 3.3 donne un exemple de courbe de calibrage, avec les valeurs standard de recouvrements.

L'essai physique permettant l'actualisation de la courbe de calibrage du GCP est appelé EP-RGL4. L'essai consiste à faire une baisse de charge de 100%PN à 50%PN à vitesse constante (3%PN/min). La position du GRT et la concentration en bore sont maintenues constantes. Si le groupe G3 était bien calibré, l'insertion du GCP devrait compenser parfaitement le défaut de puissance et la température moyenne devrait être égale à la température de référence (en soustrayant l'effet du xénon).

En réalité il existe un décalibrage. On peut faire un bilan de réactivité dans le cœur [31] pendant la baisse de puissance :

$$\Delta\rho(t) = \alpha_{iso}(t)[(T_{moy}(t) - T_{ref}(t)) - (T_{moy}(0) - T_{ref}(0))] + \Delta\rho_{Xe}(t) + \Delta\rho_{calibrage}(t) \quad (3.1)$$

avec :

- $\Delta\rho(t)$ la réactivité globale à chaque instant, déduite des équations de la cinétique de Nordheim ;
- $\Delta\rho_{Xe}(t)$ la réactivité due à l'effet xénon ;
- $\Delta\rho_{calibrage}(t)$ la réactivité due au défaut de calibrage du GCP ;
- $T_{moy}(t) - T_{ref}(t)$ l'écart entre la température moyenne courante et la température de consigne à l'instant t ;
- $\alpha_{iso}(t)$ le coefficient température du modérateur.

La réactivité globale est déduite des équations de la cinétique, le coefficient température est estimé à partir de données théoriques, ainsi que l'effet du xénon. On peut alors, à partir de l'écart en température, calculer l'écart de réactivité dû au décalibrage et déduire la correction à apporter au totalisateur :

$$N(T) = \frac{\Delta\rho_{calibrage}(t(T))}{ED(T)} \quad (3.2)$$

où $ED(T)$ désigne l'efficacité différentielle du GCP au totalisateur T , et $t(T)$ désigne l'instant où le totalisateur du GCP vaut T . $N(T)$ est ainsi le nombre de pas à ajouter à la courbe G3 pour le calibrage T .

Ces positions corrigées sont reliées à des valeurs de puissance thermique à partir du programme de températures. La courbe est enfin légèrement décalibrée de manière à éviter une éventuelle surinsertion puisque la variation de position va entraîner une petite variation de puissance. Enfin, la courbe est convertie en puissance électrique à partir de la courbe de rendement de la tranche dans ses conditions d'exploitation. Enfin, la courbe est prolongée par le calcul pour les puissances inférieures à 50%PN.

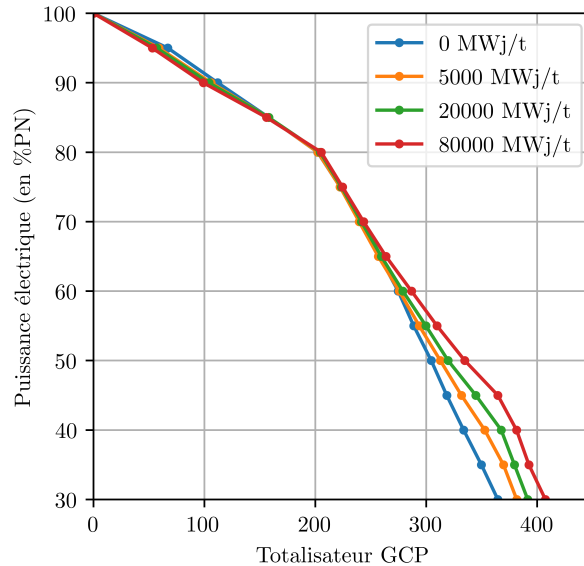


FIGURE 3.3 – Courbe G3 du calibrage du GCP, pour différents niveaux d'épuisement du combustible.

Le Groupe de Régulation de Température et le bore soluble Le GRT, comme son nom l'indique, permet de réguler la température moyenne, qui n'est pas dans la pratique égale à la consigne grâce au seul déplacement du GCP, à cause des écarts entre le calibrage et la réalité. La Fig. 3.4 donne la consigne de déplacement du GRT en fonction de l'écart de température. La vitesse du GRT est fonction de l'écart en température, de façon à ramener la température dans une bande morte de $\pm 0.8^\circ\text{C}$. En cas de température trop

élevée, le GRT s'insère, et inversement. La vitesse de déplacement est au minimum de 8 pas par minute, et au maximum de 72 pas par minute. Ainsi, le déplacement du GRT permet un asservissement en boucle fermée de la température, complétant l'asservissement en boucle ouverte du GCP. Le GRT fonctionne dans une bande de manœuvre limitée située dans le haut du cœur. Ainsi, lorsqu'il atteint la limite haute ou basse de cette bande de manœuvre, il n'est plus suffisant pour gérer la température et l'opérateur doit utiliser le bore soluble. Le milieu de la bande de manœuvre se décale au fur et à mesure de l'avancée dans le cycle d'exploitation afin de garantir que l'efficacité différentielle du GRT est toujours de 2.5 pcm/pas en haut de la bande de manœuvre.

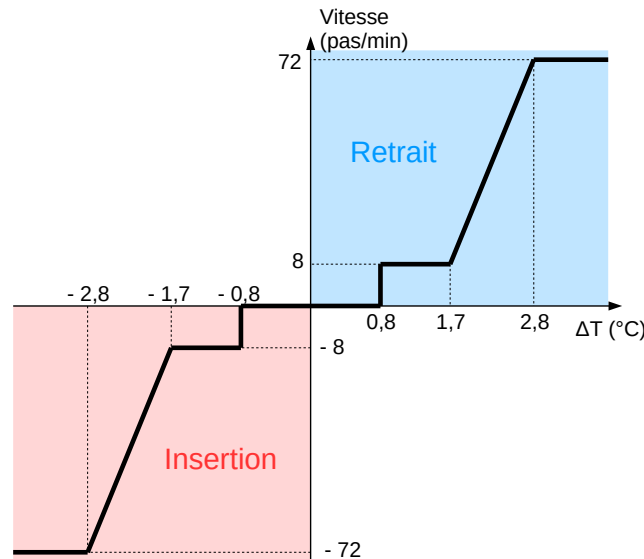


FIGURE 3.4 – Programme de déplacement du GRT ($\Delta T = T_{ref} - T$). (Figure issue de [54].)

La gestion de la concentration en bore est manuelle. Le bore est utilisé par l'opérateur pour maintenir le GRT dans sa bande de manœuvre (notamment en cas de variation importante de xénon), et pour contrôler l'axial offset indirectement. Supposons que l'axial offset soit trop faible : l'opérateur va effectuer une borication afin de diminuer la température dans le cœur, ce qui va entraîner une remontée du GRT et donc une augmentation de l'axial offset. Dans cette stratégie de contrôle de l'axial offset, seuls le bore soluble et le GRT sont utilisés, le GCP reste fixe, si bien qu'on dispose à tout moment de la réserve de réactivité nécessaire au retour à puissance nominale.

Le mode G, contrairement au mode A, impose d'avoir des barres très insérées dans le cœur pendant de longues périodes. Ces longues périodes d'insertion posent des questions de sûreté notamment par rapport au risque IPG pour les fonctionnements prolongés à faible puissance. Cette particularité du mode G permet cependant un retour instantané à puissance maximale à tout moment grâce à la réserve de réactivité que constitue le GCP. Au cours du transitoire, l'opérateur est autorisé par les STE à sortir temporairement de la bande de manœuvre du GRT ou à extraire les GCP par rapport à la courbe G3, ce qui donne une petite marge de manœuvre à l'opérateur face à des situations plus difficiles à gérer, notamment en fin de cycle lorsque les opérations de dilution et de borication sont très lentes.

3.1.1.3 Le mode T

Le mode T est le mode automatique conçu pour l'EPR. Il permet un suivi de charge optimisé pour réduire le volume d'effluents tout en augmentant la manœuvrabilité du réacteur. D'autres modes automatiques existent, comme le mode X du palier N4, qui permet un contrôle automatique de l'axial offset. Cependant, les 4 centrales du palier N4 sont pilotées en mode A à cause du risque IPG lié à la présence d'un groupe fortement inséré dans le mode X. On se contentera ici de présenter le mode T [58].

Le mode T se fixe pour objectif de contrôler à la fois la température moyenne, l'axial offset, et la capacité de retour en puissance P_{max} . Les barres de contrôle et le bore sont gérés de manière automatique.

Les cinq sous-groupes de grappes, P1 à P5, sont répartis en deux groupes :

- P_{bank} est asservi à la régulation de la température moyenne,
- H_{bank} est asservi au contrôle de l'axial offset.

La répartition des sous-groupes dans ces deux groupes dépend du niveau de puissance. À haute puissance, P1 est suffisant pour réguler la température, puis progressivement quand la puissance descend P2 passe dans

P_{bank} , et ainsi de suite. Les barres du groupe P_{bank} sont assez insérées dans le cœur. Même à 100% PN, P1 est un peu plus inséré que les autres groupes.

Les barres du groupe H_{bank} restent proches du haut du cœur afin d'avoir un impact maximal sur l'axial offset. Le réglage de l'axial offset se fait par mouvements compensés de P_{bank} et H_{bank} . On utilise d'abord les barres de H_{bank} pour régler l'axial offset parce qu'elles ont un effet très important sur la distribution du flux, puis on compense l'insertion/extraction de réactivité par un mouvement contraire de P_{bank} , qui ne va pas beaucoup modifier la distribution de puissance étant donné que les barres sont très insérées.

Le bore sert à contrôler P_{max} . En effet, avec les deux mécanismes présentés au-dessus, rien n'assure que l'extraction des barres puisse permettre de ramener le cœur à sa puissance nominale. Comme sur le mode G, une courbe de calibrage donnant la position de P_{bank} permettant d'assurer la compensation du défaut de puissance est générée. Le bore est utilisé pour réguler la position de P_{bank} autour de cette consigne. L'avantage par rapport au mode G est que la valeur de P_{max} est réglable. Ainsi, si l'opérateur sait qu'il va effectuer un transitoire et qu'il n'aura pas besoin de remonter à 100% PN, il peut décider de sacrifier la P_{max} de façon à réduire le volume d'effluents. C'est alors P_{bank} qui va compenser l'empoisonnement xénon.

3.1.2 État de l'art de la recherche sur le pilotage des réacteurs

Un réacteur nucléaire est un système intrinsèquement non linéaire. Même dans ses modèles les plus simples (réacteur point), il présente des non linéarités significatives. Cette propriété en fait un objet d'étude très intéressant pour les automaticiens. Ainsi, de nombreuses méthodes avancées de contrôle des réacteurs sont disponibles dans la littérature. Cette section présente un état de l'art de ces méthodes.

Aujourd'hui, les contrôleurs présents sur les réacteurs sont essentiellement des contrôleurs PID (Proportionnel, Intégral Dérivé). Dans un correcteur PID, la commande est la somme d'un signal proportionnel à l'erreur, d'un signal proportionnel à l'intégrale de l'erreur, et d'un signal proportionnel à la dérivée de l'erreur. Cette section présente des méthodes de contrôle optimal : LQG/LTR (Loop Transfer Recovery), SMC (Sliding Mode Contrôle), contrôle H_∞ , horizon glissant et méthodes avancées de PID. Un état de l'art plus complet des méthodes de contrôle et des modèles de réacteurs qu'elles utilisent est disponible dans [42].

3.1.2.1 Modèles de REP

La plupart des méthodes sont dépendantes du modèle utilisé pour décrire le réacteur. Trois modèles sont typiquement utilisés, présentés ici du plus utilisé au moins utilisé :

- **Modèle de réacteur point.** Le cœur est considéré comme un point et les effets de distribution spatiale sont négligés. C'est l'approche la plus courante.
- **Modèle de réacteur bipoint.** Le cœur est séparé en une partie haute et une partie basse. Cette modélisation permet d'appréhender la distribution axiale de puissance. On peut également augmenter le nombre de nœuds axiaux.
- **Les modèles 3D** utilisant des codes de simulation. Ce type de modèle est très peu utilisé pour l'établissement de contrôleurs. Cependant il peut-être utilisé pour le calibrage, notamment pour les technologies PID.

Plusieurs approches sont possibles à partir de ces modèles : linéariser autour de points de fonctionnement, afin d'utiliser les techniques bien connues de l'automatique linéaire, ou s'attaquer aux non-linéarités frontalement avec des méthodes appropriées.

3.1.2.2 State-Feedback Assisted Control

Le contrôle par retour d'état désigne toutes les boucles de contrôle utilisant la connaissance à tout instant de l'état complet du système pour construire la commande. Dans de nombreux cas, une telle connaissance est impossible, et il faut recourir à un observateur permettant de reconstituer les variables manquantes.

Le design de la boucle peut notamment utiliser les techniques d'optimisation quadratique gaussienne (LQG) et de Loop Transfer Recovery (LTR) ([41], [43]-[45], [87]).

La commande linéaire quadratique est un problème classique. Dans sa version gaussienne, on ajoute un bruit blanc de variance connue. Le but est de minimiser un critère quadratique permettant d'arbitrer entre l'écart de l'état à sa référence et l'utilisation accrue des moyens de commande.

Le régulateur LQG n'ayant pas de bonnes caractéristiques de robustesse, il est souvent couplé à la méthode LTR, une heuristique permettant d'améliorer la robustesse de la boucle de contrôle.

3.1.2.3 Sliding Mode Control

Le Sliding Mode Control part de l'idée suivante : face à un système à la dynamique compliquée, plutôt que d'essayer de ramener directement l'état à la référence, on amène le système dans un état où il reviendra

naturellement à la référence.

On considère donc une surface de glissement, qui s'écrit par exemple :

$$\sigma = \dot{e} + me, \quad (3.3)$$

où e désigne l'erreur et m est une constante. Si $\sigma = 0$, on maîtrise la dynamique de retour à l'équilibre du système. L'objectif est désormais essayer de maintenir cette condition. La surface de glissement doit-être judicieusement choisie pour qu'on puisse y ramener le système.

Une convergence asymptotique vers $\sigma = 0$ n'est pas suffisante. On va donc faire changer la commande de signe autour de la condition, pour que le système oscille rapidement autour. La dynamique de retour à l'équilibre sera alors assurée. On prendra par exemple la consigne :

$$u(t) = U \frac{\sigma(t)}{|\sigma(t)|} \quad (3.4)$$

Cette méthode à été explorée pour le contrôle de réacteur par ANSARIFAR et SAADATZI dans [3] et [69], en utilisant un modèle de réacteur à deux points, dans un contexte de suivi de charge. La stabilité de la méthode est prouvée, ainsi que sa robustesse.

Afin d'éviter les oscillations brusques de commande, une tangente hyperbolique est utilisée à la place du signe de σ . Cependant, on constate quand même des variations rapides de vitesse des barres de contrôle. Dans le cadre de ces travaux, le bore soluble n'est pas utilisé, mais ce genre de variations rapides pourrait avoir un impact significatif sur le volume d'effluents.

Le régulateur proposé est extrêmement efficace pour réduire l'amplitude des oscillations xénon. Un observateur robuste est également créé pour reconstruire la concentration de xénon par le calcul pendant le transitoire. Le SMC est à la fois robuste face aux perturbations et peut être implémenté sans connaître la valeur des paramètres du modèle précisément.

3.1.2.4 Horizon glissant (Model Predictive Control)

Les méthodes MPC sont basées sur la connaissance d'un modèle du système. A chaque pas de temps, le contrôleur prédit le comportement du système sur un horizon donné, puis optimise le pilotage sur cet horizon. La première valeur de consigne est utilisée, puis le contrôleur recommence ce procédé au pas de temps suivant. Ces méthodes sont aussi appelées « à horizon glissant », à cause de ce procédé de prédiction se décalant dans le temps à chaque pas.

Les degrés de liberté sont les suivants :

- Quel modèle intermédiaire utilise-t-on dans le contrôleur ?
- Quel modèle utilise-t-on pour simuler la réponse effective du réacteur ?
- Quelle valeur choisit-on pour l'horizon à simuler ?
- Sur quel critère le contrôle est-il optimisé sur l'horizon courant ?
- Quel algorithme est utilisé pour le minimiser ?

Dans [33], KIM, PARK et NA utilisent un algorithme génétique pour minimiser un critère quadratique sur l'écart et l'utilisation des moyens de commandes. Le modèle intermédiaire du cœur est enrichi au fur et à mesure de la simulation en corrigeant les paramètres du modèle. Le cœur est contrôlé avec 5 groupes de barres. Le contrôleur est interfacé avec le code neutronique KISPAC-1D. Un autre exemple, utilisant le code de cinétique neutronique 3D MASTER est disponible dans [55].

3.1.2.5 Logique floue et réseaux de neurones

La logique floue consiste à exploiter la connaissance humaine d'un système, en le contrôlant à partir de règles «SI ALORS» simples et formulées en toutes lettres. Par exemple, dans notre cas, ça pourrait être «SI le réacteur est un peu trop chaud, ALORS insérer le GRT de quelques pas». La difficulté de l'établissement du contrôleur réside avant tout dans l'établissement de cet ensemble de règles.

A partir des données «nettes» de départ, comme la température du cœur, ou l'axial offset, le contrôleur détermine la validité des prédicats flous ("le réacteur est un peu trop chaud") à l'aide de fonctions d'appartenance. Cette étape est appelée floutage (*fuzzification*). Un interprète des règles se charge alors de déterminer les actions floues de sortie («insérer le GRT de quelques pas»). Il faut alors faire la synthèse de ces actions et repasser à des sorties nettes. C'est l'étape de défloutage (*defuzzification*). Plusieurs méthodes existent pour ces différentes étapes.

Dans [48], LIU, PENG, ZHAO et al. utilisent la logique floue afin de déterminer les gains PID à utiliser pour un niveau de puissance donnée. La logique floue va permettre de choisir entre les gains prédéterminés à plusieurs niveaux de puissance, à partir d'un algorithme d'optimisation quadratique génétique. Le contrôleur est testé

sur un modèle de réacteur point. Dans [11], BOROUSHAKI, GHOFrani, LUCAS et al. combinent l'intérêt de la prise de décision par logique floue avec un méta-modèle basé sur un réseau de neurones. Le méta-modèle est entraîné sur un logiciel de simulation 3D et permet de prédire les effets 3D des déplacements de barres dans le cœur pour une large gammes de niveaux de puissance. Ces travaux ont permis de proposer une stratégie de pilotage basée sur les barres de contrôle avec des recouvrements variables. Ce contrôleur est testé sur le code de simulation de réacteur DYNCO, sur un réacteur de type VVER (réacteurs à eau pressurisée russes). Dans [32], KHORRAMABADI, BOROUSHAKI et LUCAS utilisent la logique floue et les réseaux de neurones couplés à un apprentissage émotionnel basé sur un signal de stress qualifiant la qualité du contrôle.

3.1.2.6 Contrôle robuste H_∞

La méthode H_∞ [9] est une méthode de synthèse de contrôleur optimal. Elle est basée sur la minimisation d'une norme infinie. Un exemple d'utilisation de la méthode sur le mode T de l'EPR par LEMAZURIER, YAGOUBI, CHEVREL et al. est disponible dans [40]. Le modèle de réacteur est linéarisé autour de différents points de fonctionnement de manière à calibrer un contrôleur H_∞ . La mise bout à bout de ces contrôleurs permet le contrôle sur une gamme de puissance étendue. LEMAZURIER, CHEVREL, YAGOUBI et al. a également utilisé cette méthode pour le contrôle de température des branches froides et chaudes des REP [39].

3.1.2.7 Méthodes avancées de PID

La technologie PID est classiquement utilisée dans les contrôles de réacteur (sur le mode T notamment). La difficulté du PID réside dans le choix des paramètres. Des techniques avancées existent, on a déjà notamment évoqué l'utilisation de la logique floue pour déterminer les gains (voir [48]). Dans [60], une méthode d'adaptation des gains est également proposée, et sa stabilité est vérifiée.

3.2 Modélisation du pilotage en mode G

3.2.1 Calcul de la courbe de calibrage du GCP

La courbe G3 donne la position attendue du Groupe de Compensation de Puissance pour une puissance électrique donnée. La position du GCP doit permettre de compenser exactement le défaut de puissance entre la puissance nominale et le point considéré.

Cette courbe dépend des recouvrements entre les 4 groupes du GCP, ainsi il est nécessaire de l'évaluer avant de pouvoir effectuer un transitoire avec un jeu de paramètres donné. La courbe évolue avec l'épuisement du combustible, et doit donc être réactualisée régulièrement.

3.2.1.1 Modélisation de l'essai EP-RGL4 avec APOLLO3®

La question qui se pose est de savoir comment déterminer la courbe de calibrage à partir de la seule donnée des recouvrements, sans connaissance a priori d'un calibrage. Une méthode simplifiée a été développée et utilisée par MUNIGLIA[54] à partir de calculs statiques uniquement. On propose ici une méthode permettant de se rapprocher de l'essai physique sur tranche et donnant une meilleure approximation de la courbe de calibrage.

Dans tout ce qui suit on se propose de trouver les valeurs de totalisateurs pour 15 valeurs de la puissance électrique : 100%PN, 95%PN, 90%PN, ... , 35%PN, 30%PN. Pendant le transitoire, pour une valeur quelconque de la puissance électrique, le totalisateur est interpolé linéairement entre ces valeurs.

La méthode statique mise en œuvre par MUNIGLIA consiste à négliger l'influence des échanges avec le circuit secondaire et à faire un calcul uniquement au niveau du cœur. Les conditions d'entrée sont la puissance thermique, déduite de la puissance électrique via le rendement, ainsi que la température d'entrée, déduite de la puissance thermique via le programme de température. Un calcul de la cote de barre permettant de rendre le cœur critique est alors effectué pour déterminer la valeur du totalisateur. Cette méthode présente deux avantages : elle est simple à implémenter et elle est relativement rapide (moins de 4 minutes). Cependant, elle est assez éloignée de l'essai physique, et ne prend pas en compte l'influence du circuit secondaire. Ainsi si l'on effectue l'essai RGL4 avec cette courbe de calibrage, l'écart de température par rapport à la référence n'est pas nul, même après déduction de l'effet du xénon.

L'idée de la démarche présentée ici est d'utiliser le calcul simplifié statique comme initialisation avant d'effectuer l'essai d'actualisation RGL4. Le transitoire considéré est celui de l'essai RGL4, à savoir une baisse de charge à 3%PN/min. Cependant, on ne s'arrête pas à 50%PN mais à 30%PN pour avoir la courbe complète de calibrage. Afin de s'affranchir de l'effet du xénon, celui-ci est figé à son niveau d'équilibre au début du transitoire.

Le mécanisme d'actualisation de la courbe est simplifié. En effet, deux solutions sont possibles :

- Utiliser l'équation (3.2), ce qui suppose de connaître parfaitement le coefficient de température et la réactivité globale. On a alors en théorie directement la bonne valeur du totalisateur.
- Corriger de manière itérative la position en fonction de l'écart de température (si le cœur est trop chaud on insère, si le cœur est trop froid on extrait).

Étant donnée la difficulté à réunir les données théoriques de l'équation (3.2), la deuxième solution est retenue. A partir de la donnée de l'écart de température pendant le transitoire, on peut corriger la position du GCP pour le pas suivant :

$$GCP(P_e) += -K\Delta T(P_e) \quad (3.5)$$

avec K une constante positive donnant l'importance de la correction à effectuer. Cette équation est toujours indexée selon les valeurs discrètes de la puissance électrique. Le xénon est figé artificiellement pour ce calcul.

Ici le même coefficient est pris quelle que soit la valeur de P_e . Un raffinement simple est d'utiliser l'efficacité différentielle du GCP pour corriger ce paramètre (plus l'efficacité différentielle est grande, moins importante doit être la correction) :

$$GCP(P_e) += -K \frac{\Delta T(P_e)}{ED(GCP(P_e))} \quad (3.6)$$

Le schéma de calcul est présenté dans l'algorithme 2. La valeur retenue pour K est 20, ce qui permet de converger en moyenne en 3 itérations, et donc trois calculs de transitoire.

De manière stricte, calculer l'efficacité différentielle suppose de connaître les recouvrements et d'effectuer une descente complète du GCP avec les recouvrements utilisés en mesurant la réactivité. Cependant, il est possible d'approximer l'efficacité différentielle en sommant l'efficacité différentielle des barres seules, qui est indépendante des recouvrements. La figure 3.5 présente le résultat des deux calculs pour le jeu standard des recouvrements. On peut noter que les calculs sont similaires pour les faibles valeurs du totalisateur, lorsqu'une seule barre est insérée. Plus le nombre de barres insérées est grand, plus les effets d'ombre jouent et plus le calcul reconstruit par somme des effets individuels des barres est inexact. Pour l'application de l'algorithme précédent, une connaissance exacte de l'efficacité différentielle n'est pas nécessaire. On peut donc se contenter

Algorithme 2 : Schéma de calcul de la courbe G3

```

1 GCP = Calibrage statique;
2 while max|ΔT(Pe)| > 0.1 do
3   Calcul du transitoire avec le GCP précédent ;
4   Mise à jour de ΔT ;
5   Mise à jour de ED(GCP(Pe)) ;
6   Mise à jour du GCP : GCP(Pe) += -K  $\frac{\Delta T(P_e)}{ED(GCP(P_e))}$ 

```

du calcul reconstruit, ce qui évite de devoir effectuer un calcul complet d'efficacité différentielle pour chaque jeu de recouvrements.

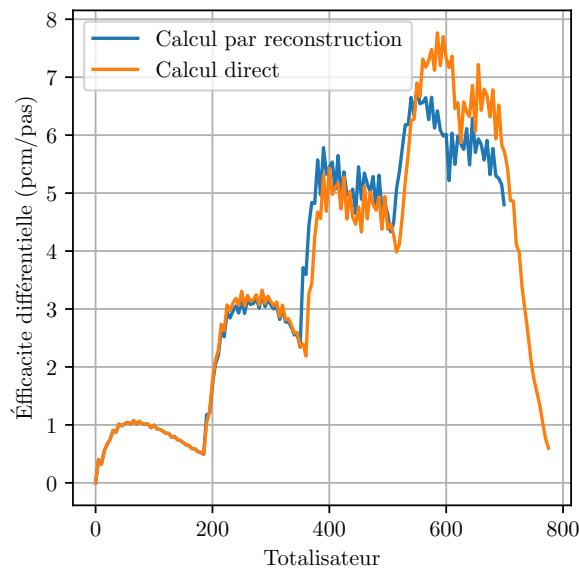


FIGURE 3.5 – Calcul de l'efficacité différentielle, directement ou par reconstruction.

L'algorithme présenté ci-dessus permet effectivement de ramener l'écart de température en dessous de $0.1\text{ }^{\circ}\text{C}$ en quelques itérations, pour un temps de calcul moyen de 30 minutes. Ce temps de calcul est trop long pour qu'on envisage de faire ce calcul au début de chaque simulation. On se propose donc de construire de manière *off-line* un interpolateur qui permettra durant le processus d'optimisation de déterminer la courbe G3 très rapidement.

3.2.1.2 Construction d'un interpolateur pour le calcul de la courbe G3

Le but de cette partie est de construire un méta-modèle de la fonction de calibrage afin de réduire le temps de calcul d'un transitoire. Le calibrage ne dépendant que des recouvrements entre les GCP (trois entiers entre 0 et 255) et du burnup¹, l'espace de départ est discret. On pourrait donc imaginer évaluer la fonction sur tous les points. Cependant, cela représenterait $256^3 \times 4$ évaluations, soit 67 108 864 points, un peu plus de 500 000 jours de calcul, et 66 Go de données en sortie.

C'est bien sûr irréalisable, il faut construire un interpolateur. Étant donné le faible nombre de valeurs de burnup utilisées, il ne sera pas considéré comme une donnée d'entrée de l'interpolateur. Plutôt, 4 interpolateurs seront construits, un par niveau de burnup.

L'espace de départ $\llbracket 0, 255 \rrbracket^3$ est considéré continu² et on le ramènera à $[0, 1]^3$ par une simple homothétie. L'espace d'arrivée est *a priori* celui d'une fonction associant $P_e \in [0, 100]$ à un totalisateur $t \in \mathbb{N}$. Cependant, on conservera la représentation actuelle de la fonction de calibrage pour les valeurs discrètes de P_e entre 30 %PN et 100 %PN tous les 5 %PN. On peut également, comme pour l'espace de départ, considérer la sortie continue.

1. On considère 4 niveaux de burnup : début de cycle (DDC), quart de cycle (QDC), milieu de cycle (MDC) et trois quarts de cycle (TQDC).

2. On peut noter que l'espace des recouvrements est en fait naturellement continu puisqu'il représente trois longueurs de recouvrement. Il est considéré discret uniquement parce qu'il est compté en pas.

Il s'agit donc de déterminer 14 valeurs réelles. Finalement, on considère donc la fonction f de $[0, 1]^3$ dans \mathbb{R}^{14} . On note \hat{f} son interpolateur. On note f^{P_e} la composante de f à la puissance électrique P_e .

Afin d'évaluer les performances de ces méthodes, on se donne un échantillon de 100 points tests répartis aléatoirement de manière uniforme selon chaque paramètre dans $[0, 1]^3$. On se donne comme indicateur de performances les valeurs suivantes :

$$\delta = \max_{P_e} \max_{\mathbf{x} \in \text{TestData}} \left| \frac{f^{P_e}(\mathbf{x}) - \hat{f}^{P_e}(\mathbf{x})}{f^{P_e}(\mathbf{x})} \right| \quad (3.7)$$

$$\varepsilon = \max_{P_e} \max_{\mathbf{x} \in \text{TestData}} \left| f^{P_e}(\mathbf{x}) - \hat{f}^{P_e}(\mathbf{x}) \right| \quad (3.8)$$

On pourra également considérer l'écart en réactivité ρ :

$$\rho = \max_{P_e} \max_{\mathbf{x} \in \text{TestData}} ED(f^{P_e}(\mathbf{x})) \left| f^{P_e}(\mathbf{x}) - \hat{f}^{P_e}(\mathbf{x}) \right| \quad (3.9)$$

La méthode la plus immédiate pour interpoler cette courbe est de construire un découpage cartésien de l'espace de recherche, qui est de faible dimension, et d'interpoler selon ce maillage. Cependant, des méthodes existent permettant de réduire le nombre de points à considérer en utilisant des maillages incomplets, ou *sparse grids*.

Construction de l'interpolateur *sparse grids* Les *sparse grids* sont des techniques numériques permettant d'interpoler, intégrer ou représenter des fonctions à plusieurs dimensions. Elles ont été développée par le mathématicien SMOLYAK [73]. On propose ici une utilisation des *sparse grids* comme interpolateur, inspirée des travaux de BARTHELMANN, NOVAK et RITTER dans [6]. Le principe de la technique est de découper l'espace de départ en ne sélectionnant qu'un certain nombre de points d'un découpage cartésien classique. Ensuite, un interpolateur est construit à partir uniquement de ces points sélectionnés.

On se pose d'abord la question du découpage du segment $[0, 1]$. On introduit la notion de niveau de découpage l . Pour un découpage de niveau 0, on ne conserve que le point central du segment, à savoir 0.5. Pour un découpage de niveau 1, on considère également les extrémités, 0 et 1. Pour un découpage de niveau 2, on a alors 5 points 0, 0.25, 0.5, 0.75 et 1.

Étant donné un niveau de découpage l , on peut découper le segment $[0, 1]$ de la façon suivante en $2^l + 1$ points :

$$X^l = \{x_j^l, j = 1, 2, \dots, 2^l + 1\}, \quad (3.10)$$

avec $x_1^0 = 0.5$ et dans le cas général $x_j^l = (j - 1)/2^l$ si $j \neq 0$ et $l \neq 0$.

Pour chaque point on peut alors définir une fonction de base :

$$a_j^l(x) = \begin{cases} 1 - 2^l |x - x_j^l|, & \text{si } |x - x_j^l| < 2^{-l} \\ 0, & \text{sinon} \end{cases} \quad (3.11)$$

pour $l > 0$, et $a_1^0(x) = 1$ pour $l = 0$.

L'inconvénient de cette approche est qu'un nœud donné n'aura pas le même indice en fonction du niveau. Par exemple, le nœud central 0.5 est le premier nœud dans le découpage de niveau 0, et le deuxième dans le découpage de niveau 1. Afin de résoudre ce problème, on utilise la séquence binaire de van der Corput. Elle est construite de la façon suivante :

$$1_{10}, 2_{10}, 3_{10}, 4_{10}, \dots = 1_2, 10_2, 11_2, 100_2, \dots \rightarrow 0.1_2, 0.01_2, 0.11_2, 0.001_2, \dots = \frac{1}{2}, \frac{1}{4}, \frac{3}{4}, \frac{1}{8}, \dots \quad (3.12)$$

Cette suite présente l'inconvénient de ne pas contenir les points extrémité 0 et 1, on va donc la modifier et l'indexer sur $\tilde{\mathbb{Z}} = \{-1, 0, 1, 2, 3, \dots\}$. La suite de van der Corput modifiée est la suivante :

$$\left\{ x^{(n)} \right\}_{n=-1}^{\infty} = \{x^{(-1)}, x^{(0)}, x^{(1)}, x^{(2)}, x^{(3)}, \dots\} = \left\{ \frac{1}{2}, 0, 1, \frac{1}{4}, \frac{3}{4}, \dots \right\} \quad (3.13)$$

Les trois premiers éléments de la séquence sont modifiés, mais le reste correspond bien à la transformation ci-dessus. Le niveau $l^{(n)}$ du nœud n correspond à la position du dernier bit non nul dans sa représentation binaire. Ainsi pour $n = 5$, soit 101 en représentation binaire, le niveau est 3. Par convention $l^{(-1)} = 0$ et $l^{(0)} = l^{(1)} = 1$.

En d dimensions, on considère maintenant un découpage de $[0, 1]^d$. On introduit l'indice multiple $\mathbf{n} = (n_1, n_2, \dots, n_d) \in \tilde{\mathbb{Z}}^d$. Chaque \mathbf{n} représente de manière unique un nœud à d -dimensions prenant, pour chaque dimension, la valeur d'un élément de la suite précédente :

$$\mathbf{x}^{(\mathbf{n})} = \left(x^{(n_1)}, x^{(n_2)}, \dots, x^{(n_d)} \right) \quad (3.14)$$

On introduit la notion de niveau pour un nœud multi-dimensionnel :

$$l^{(\mathbf{n})} = \sum_{i=1}^d l_i^{(n_i)} \quad (3.15)$$

On définit enfin les fonctions de base associées à ces nœuds comme étant :

$$a^{(\mathbf{n})}(\mathbf{x}) = \prod_{i=1}^d a^{(n_i)}(x_i) \quad (3.16)$$

Le but est désormais de construire une grille en choisissant parmi les nœuds construits ci-dessus. En se donnant un niveau maximum de découpage l , on peut définir la grille de niveau $l \in \mathbb{N}$:

$$X_{l,d} = \left\{ \mathbf{x}^{(\mathbf{n})} : l^{(\mathbf{n})} \leq l; \mathbf{n} \in \tilde{\mathbb{Z}}^d \right\} \quad (3.17)$$

Cette construction revient à allouer un niveau de découpage global à partager entre les dimensions. Un point est acceptable si, au cumulé des dimensions, il n'est pas issu d'un découpage plus fin que l .

Les grilles de niveau croissant sont incluses les unes dans les autres. On peut ainsi définir :

$$\Delta X_{l,d} = X_{l,d} \setminus X_{l-1,d} = \left\{ \mathbf{x}^{(\mathbf{n})} : l^{(\mathbf{n})} = l; \mathbf{n} \in \tilde{\mathbb{Z}}^d \right\} \quad (3.18)$$

On note alors :

$$X_{l,d} = \bigcup_{k=0}^l \Delta X_{k,d} \quad (3.19)$$

On note également $N_{l,d}$ l'espace des \mathbf{n} admissible, $N_{l,d} = \left\{ \mathbf{n} : l^{(\mathbf{n})} \leq l; \mathbf{n} \in \tilde{\mathbb{Z}}^d \right\}$

L'interpolation de f sur $[0, 1]^d$ s'écrit alors :

$$\hat{f}_{l,d}^{P_e} = \sum_{\mathbf{n} \in N_{l,d}} w^{(\mathbf{n}), P_e} a^{(\mathbf{n})}(x) \quad (3.20)$$

Les coefficients peuvent être calculés itérativement de la façon suivante :

$$\forall \mathbf{n} \in \Delta N_{l,d}, \quad w^{(\mathbf{n}), P_e} = f^{P_e} \left(\mathbf{x}^{(\mathbf{n})} \right) - \hat{f}_{l-1,d}^{P_e} \left(\mathbf{x}^{(\mathbf{n})} \right), \quad (3.21)$$

avec $\hat{f}_{-1,d} = 0$ par convention. L'interpolateur de f est donc représenté par une matrice de coefficients W de taille $(|N_{l,d}|, 14)$.

3.2.1.3 Résultats

L'interpolateur a été construit en début de cycle sur les 5 premiers niveaux de grille (177 points au maximum). Les résultats globaux de l'interpolateur sont donnés dans le tableau 3.1.

Le niveau 0 donne une indication intéressante, puisqu'il correspond à une courbe identique quels que soient les recouvrements. On peut donc noter que si on prenait la même courbe de calibrage pour l'évaluation de tous les individus, on observerait un écart de 800 pcm au maximum.

Les performances du niveau 4 paraissent satisfaisantes, pour 177 évaluations de la fonction, soit environ 48 heures de calcul. L'écart maximal global est de 16 pcm. La grille de niveau 4 est présentée sur la Fig. 3.6.

La figure 3.7 donne les performances pour chaque niveau de puissance électrique, pour les différents niveaux (sauf le niveau 0). On peut noter sur la figure 3.7b que l'écart absolu en pas est atteint pour les grandes puissances électriques, donc avec les barres très peu insérées. Ceci s'explique par le fait que l'efficacité différentielle est faible, donc la condition de convergence sur la température permet une marge plus grande en termes de pas. La tendance est inverse sur la réactivité (Fig. 3.7c), pour laquelle les écarts les plus grands sont constatés sur les faibles puissances, où l'efficacité différentielle du GCP est importante.

TABLE 3.1 – Performances de l’estimateur en fonction du niveau de la grille.

Niveau	$ N_{l,3} $	Grille complète	δ (%)	ε (pas)	ρ (pcm)
0	1	1	125	134	766
1	7	27	30	23	49
2	25	125	19	9.8	53
3	69	729	10	5.3	31
4	177	4913	8.8	5.4	16

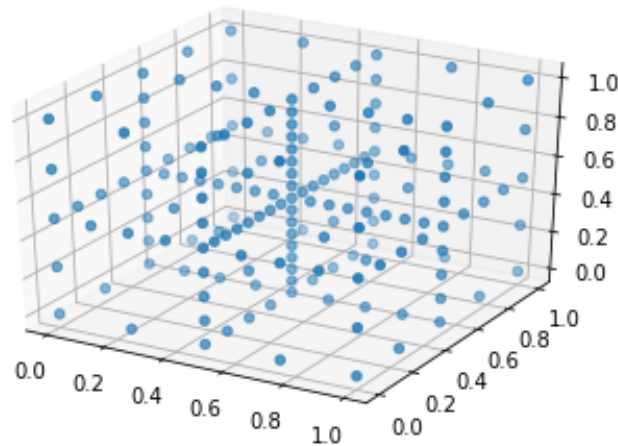


FIGURE 3.6 – Sparse grid de niveau 4 et de dimension 3, pour un cube unitaire.

3.2.2 Modélisation équivalente du mouvement des barres de contrôle et de la variation de la concentration en bore soluble

3.2.3 Principe et difficultés

Si l’on ne se soucie pas de l’axial offset, le pilotage en mode G est assez simple à modéliser :

- Le GRT suit de manière instantanée une loi de vitesse en fonction de la température.
- Ponctuellement, une action sur le bore permet de rapprocher le groupe du milieu de sa bande de manœuvre s’il s’en écarte trop.

Pour prendre en compte l’axial offset, il faut ajouter des compensations. Par exemple, si l’opérateur veut faire remonter l’axial offset, il va lancer une borication, qui va faire descendre la température et donc remonter le GRT, ce qui fera remonter l’axial offset.

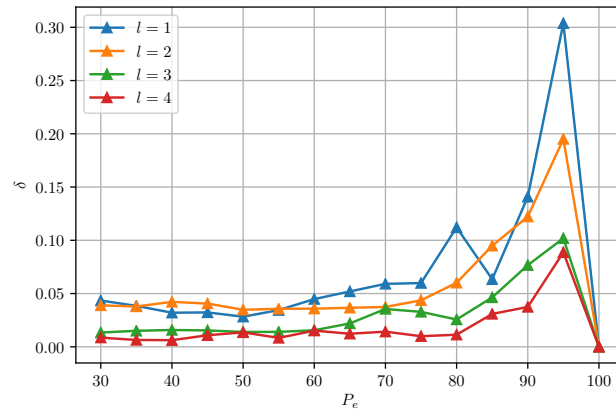
Ce mode de fonctionnement simple nécessite cependant un schéma de calcul permettant un pas de temps très faible. En effet, supposons que le pas de temps soit de 5 minutes (comme c’est le cas sur le palier bas avec le couplage simplifié). La vitesse du GRT va être établie au début de ce pas de temps, par exemple à sa valeur minimale de 8 pas par minute. Ce qui donne un déplacement total pour le pas de temps considéré de 45 pas, soit plus que la bande de manœuvre avec les paramètres standard. Ainsi la moindre variation de température entraînerait directement une traversée complète de la bande de manœuvre du GRT.

Le même problème se pose avec la gestion du bore, qui consiste à lancer des actions de borication/dilution pour entraîner un déplacement du GRT. Sur site, la réponse de R est immédiate, alors qu’avec ce simulateur, la réponse est décalée de 5 minutes, entraînant des oscillations importantes. On ne peut donc pas contrôler l’axial offset non plus de cette façon.

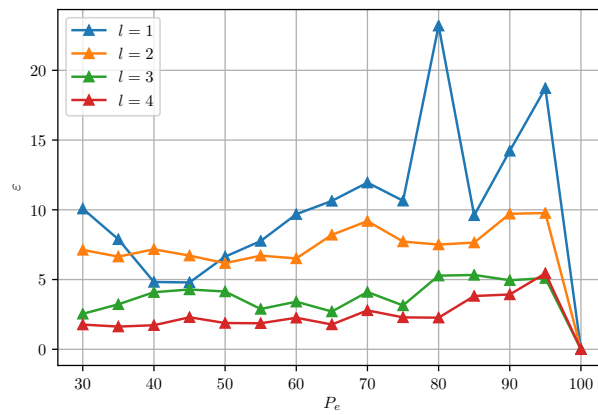
3.2.4 Modèle retenu

Le modèle retenu consiste à reformuler le rôle du GRT aux temps longs. Le but du GRT est de compenser un manque ou un trop-plein de réactivité dans le cœur, sur le pas de temps écoulé. Cet écart de réactivité peut-être dû à deux effets : une différence entre la température dans le cœur et la température de référence, et une évolution de la concentration en xénon depuis le dernier pas de temps³.

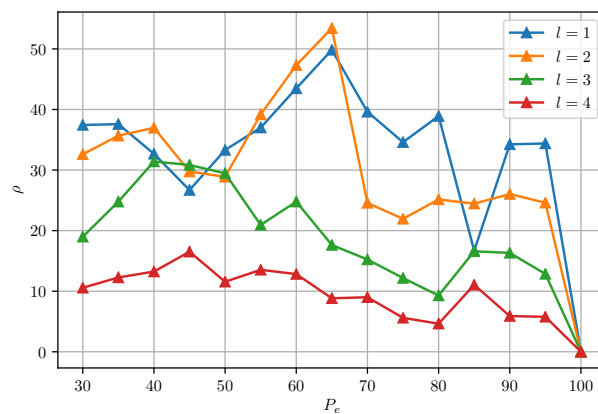
3. Évolution qui ne se traduira en évolution de température, vu le schéma de calcul, qu’à la fin du pas de temps.



(a) Erreur relative sur le totalisateur en fonction de la puissance électrique et du niveau.



(b) Erreur absolue sur le totalisateur en fonction de la puissance électrique et du niveau (en pas).



(c) Écart de réactivité en fonction de la puissance électrique et du niveau (en pcm).

FIGURE 3.7

Le raisonnement le plus naturel est donc de calculer la réactivité à insérer dans le cœur, qu'on peut écrire, pour le pas de temps n :

$$\rho_n = -\rho_{Xe,n} + CTM\Delta T_{n-1} \quad (3.22)$$

La prise en compte du Xénon dans cette équation, sans attendre qu'il se traduise en écart de température au pas de temps suivant, permet de compenser la taille du pas de temps. En effet, en instantané, la température est corrigée rapidement, pour des petites variations de xénon, grâce à la rapidité du mouvement du GRT. Or, sur un pas de temps long, la réactivité due au xénon peut-être grande, et donc, si elle n'est pas anticipée, se traduire en un écart important de température qui ne serait pas représentatif du mode G.

Le second terme permet de déterminer la réactivité à insérer dans le cœur pour ramener la température à la température de référence, toutes choses égales par ailleurs.

Une fois cette réactivité calculée, on peut calculer le déplacement du GRT en divisant cette valeur par l'efficacité différentielle de R. On pourrait ensuite, quand R atteint sa limite de bande de manœuvre, lancer une compensation en utilisant le bore. Cependant, du fait du pas de temps long, cette méthode conduirait à des oscillations importantes. Considérons la situation suivante. A l'instant n , le GRT est proche de sa limite haute (GRT extrait), la température est par ailleurs en train de baisser⁴. A l'instant n , la commande calculée est une sortie du GRT (limitée par la bande de manœuvre) et une dilution importante, censée ramener R au milieu de sa bande de manœuvre. L'effet de cette commande est tel qu'au pas de temps $n+1$, la situation est une température trop élevée. Le GRT va alors pouvoir s'insérer. Au pas de temps $n+2$ à cause de l'insertion de R et du xénon qui augmente toujours, la température est trop basse. Le GRT va donc sortir, et on se retrouve dans la même situation qu'au pas de temps n . Ainsi, en l'espace de deux pas de temps, le groupe se sera fortement rapproché du milieu de sa bande de manœuvre pour s'en écarter à nouveau tout de suite après. Cette démarche de compensation n'est donc pas adaptée.

Il faut donc agir a priori sur la répartition de la commande entre le bore et le GRT. On introduit donc un coefficient α , qui varie entre 0 et 1. Quand α vaut 1, toute la réactivité est apportée par le GRT, et quand α vaut 0, toute la réactivité est apportée par le bore. On peut alors calculer la commande de la façon suivante :

$$\Delta R_n = \frac{\alpha \rho_n}{ED_{GRT}(R_n)} \quad (3.23)$$

$$\Delta [B]_n = \frac{(1-\alpha)\rho_n}{ED_{Bore}} \quad (3.24)$$

Ce coefficient doit traduire le fait que si le GRT est déjà proche de sa limite de bande de manœuvre, il faut privilégier le bore. On propose la formule suivante :

$$\alpha(\rho_n, R_n) = \begin{cases} \frac{1}{2} [1 + \tanh(\frac{R_n - r}{l})] & \text{si } \rho_n > 0 \\ \frac{1}{2} [1 + \tanh(-\frac{R_n - R_{max} + r}{l})] & \text{si } \rho_n < 0 \end{cases}, \quad (3.25)$$

où :

- R_n désigne la position du GRT à l'instant n ;
- R_{max} désigne la bande de manœuvre de R, soit la valeur maximum possible pour R_n ;
- r est un nombre de pas compté depuis le bord de la bande de manœuvre marquant la transition entre l'usage du GRT et l'usage du bore soluble ;
- l est un paramètre s'exprimant en pas, indiquant la largeur de la transition entre le GRT et le bore.

Ce choix de formule traduit les deux raisonnements suivants :

- si le GRT est très inséré et que je dois encore insérer de l'antiréactivité dans le cœur, je vais plutôt faire une borication ;
- si le GRT est très extrait et que je dois encore insérer de la réactivité dans le cœur, je vais plutôt faire une dilution.

Le choix d'avoir une valeur de r supérieure à 0 permet de faire en sorte que le GRT ne sera jamais totalement en butée pendant un pas de temps complet, ce qui est représentatif du mode G : le GRT peut être temporairement en butée mais la borication doit le ramener dans sa bande de manœuvre de manière à ce qu'il n'y reste pas. Ainsi dans ce modèle le GRT reste à des positions «moyennes» que l'on estime plus représentatives de son fonctionnement réel.

Cette modélisation discrète du mode G permet une bonne régulation de la température, avec une gestion proche macroscopiquement du mode G continu. Cependant, elle n'intègre pas la régulation de l'axial offset. En pratique, on observe que ce mode de pilotage ne permet pas de réguler les oscillations xénon, voire les aggrave

4. C'est notamment le cas sur le palier bas, du fait de l'augmentation de la concentration en xénon.

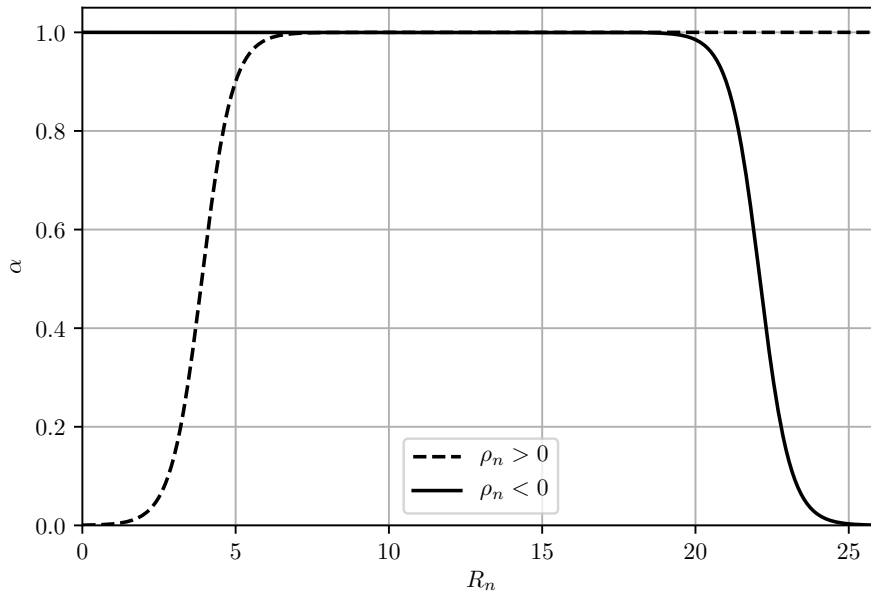


FIGURE 3.8 – Evolution du coefficient α , de répartition de la réactivité entre le GRT et le bore, en fonction de la position du GRT ($R_{max} = 27$ pas, $r = 4$, $l = 1$).

en déplaçant le GRT d'une façon qui amplifie l'oscillation en axial offset. Le raisonnement du mode G pour la correction de l'axial offset consiste à faire des actions sur le bore pour entraîner l'action contraire du GRT, qui viendra corriger l'axial offset. Comme expliqué précédemment, ce genre de raisonnement avec une conséquence retardée ne fonctionne pas avec le schéma de calcul considéré. Il convient donc d'examiner les situations une à une :

- L'axial offset est trop bas et descend, et la réactivité est positive. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir insérer le GRT, et va donc aggraver la situation. On reporte toute la réactivité sur le bore.
- L'axial offset est trop bas mais remonte, et la réactivité est positive. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir insérer le GRT. Comme l'axial offset est en train de remonter, on peut laisser faire.
- L'axial offset est trop bas et la réactivité est négative. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir extraire le GRT, et va donc corriger l'axial offset.
- L'axial offset est trop haut et remonte, et la réactivité est négative. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir extraire le GRT, et va donc aggraver la situation. On reporte toute la réactivité sur le bore.
- L'axial offset est trop haut mais descend, et la réactivité est positive. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir extraire le GRT. Comme l'axial offset est en train de redescendre, on peut laisser faire.
- L'axial offset est trop haut et la réactivité est positive. Dans ce cas, l'opérateur va vouloir insérer le GRT, et va donc corriger l'axial offset.

On peut traduire ces raisonnements avec l'algorithme 3.

Algorithme 3 : Calcul du coefficient alpha avec prise en compte de l'axial- offset.

```

1 if  $\rho_n > 0$  then
2    $\lfloor \frac{1}{2} [1 + \tanh(\frac{R_n - r}{l})] \rfloor$  ;
3 else
4    $\lfloor \frac{1}{2} [1 + \tanh(-\frac{R_n - R_{max} + r}{l})] \rfloor$  ;
5 if  $\rho_n > 0$  and  $\Delta DPAX_n < 0$  and  $\Delta DPAX_n - \Delta DPAX_{n-1} < 0$  then
6    $\lfloor \alpha = 0 \rfloor$  ;
7 if  $\rho_n < 0$  and  $\Delta DPAX_n > 0$  and  $\Delta DPAX_n - \Delta DPAX_{n-1} > 0$  then
8    $\lfloor \alpha = 0 \rfloor$  ;
    
```

3.3 Résultats et validation en dynamique contrôlée

Le modèle d'opérateur présenté ci-dessous est intégré au simulateur présenté dans le chapitre 2, et utilisé pour modéliser le transitoire 6-18. On se propose d'abord de décrire ce transitoire, ce qui servira de référence pour l'analyse des transitoires avec des paramètres de barres modifiés dans les chapitre suivants. Ensuite, ce modèle est comparé aux autres simulateurs disponibles, à savoir EasyREP[26] et le modèle couplé APOLLO3® - CATHARE2® de [20].

3.3.1 Allure du transitoire de puissance

La figure 3.9 donne l'allure du transitoire 6-18 avec le mode G simplifié décrit précédemment. On s'intéresse en particulier à la puissance thermique dégagée dans le cœur, à la température moyenne du fluide primaire, au DPAX, ainsi qu'aux moyens de contrôle à savoir le totalisateur du GRT et la concentration en bore. La position du GCP, puisqu'elle est entièrement déterminée par le transitoire, n'est pas tracée.

Au début du transitoire, la puissance extraite à la turbine diminue. En même temps, le groupe de compensation de puissance s'insère dans le cœur, la puissance puis la température diminuent. La diminution du flux neutronique provoque une augmentation de la concentration en xénon dans le combustible, ce qui entraîne une baisse de la réactivité.

L'insertion des GCP provoque une baisse de l'axial offset. Le groupe de régulation de température commence à s'extraire pour prévenir la baisse de température liée au xénon, ce qui a pour effet de faire remonter l'axial offset. On constate sur la figure 3.9c quelques oscillations de l'axial offset pendant la baisse de puissance, liées aux mouvements conjoints du GRT et du GCP, qui ont des effets opposés sur la répartition de puissance.

Le GCP arrête son insertion à la fin de la baisse de puissance. La température est légèrement en dessous de sa consigne. La puissance se stabilise ainsi que la température. Le GRT continue son extraction afin de compenser l'antiréactivité du xénon qui continue d'augmenter, jusqu'à s'arrêter à quelques pas de la limite de sa bande de manoeuvre. Cet arrêt est lié au modèle de pilotage. Le bore prend le relais, l'opérateur engage une dilution pour compenser l'effet du xénon. La température se stabilise progressivement. Si la modélisation du pilotage était plus fine temporellement, on verrait des échanges entre le bore et le GRT pour le contrôle de la température, ce qui se traduirait par des oscillations de la température dans sa bande morte. Le pilotage est ici moyenné sur un temps plus important.

La concentration en xénon continue à augmenter jusqu'à atteindre un pic coïncidant avec la fin du palier bas. Le DPAX a augmenté progressivement pendant tout le palier bas du fait de la plus forte présence du xénon dans le bas du cœur. A la fin du palier bas, le DPAX commence à sortir de sa bande morte de plus ou moins 5 % autour de la valeur de consigne.

La puissance électrique remonte, le GCP commence à s'extraire. Le xénon baisse rapidement, ce qui entraîne une insertion du GRT. L'effet combiné du GRT et du GCP cause des oscillations sur l'axial offset comme lors de la baisse de puissance. Le DPAX finit par diminuer. Le GRT s'insère jusqu'à une valeur proche de la limite de la bande de manoeuvre et la température se stabilise. Enfin, le bore prend le relais pour compenser la baisse de la concentration en xénon.

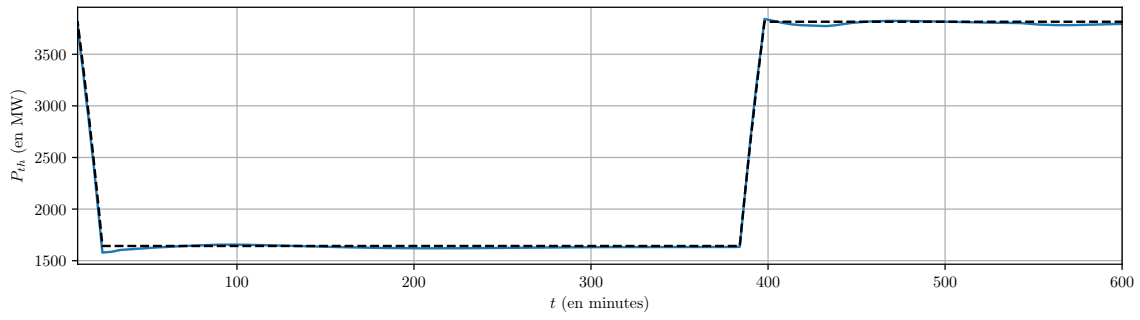
Le réacteur finit par atteindre un état stable proche de l'état initial après stabilisation du xénon au bout de 48 heures. En conclusion, on retrouve les différents effets physiques à l'œuvre pendant le transitoire de suivi de charge.

3.3.2 Comparaison avec d'autres simulateurs

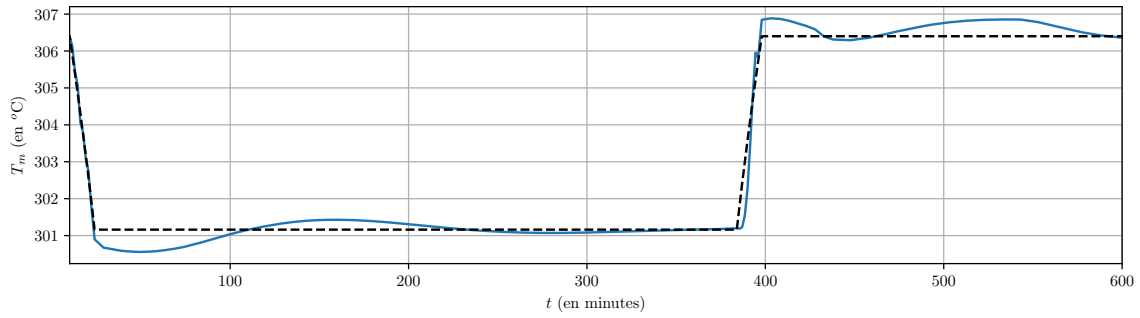
On s'intéresse désormais à la comparaison avec les deux autres simulateurs disponibles, à savoir EasyREP® [26] et le modèle couplé APOLLO3® - CATHARE2® de [20]. Le pas de temps de ces deux modèles est très inférieur à celui du simulateur développé ici, ce qui leur permet d'avoir une modélisation plus fine du mode G. En particulier, la modélisation du déplacement du GRT suit la courbe de vitesse de la figure 3.4. La gestion du bore est similaire pour les deux modèles. EasyREP® ne permet pas de mesurer l'axial offset, qui ne sera donc pas étudié dans cette section. La figure 3.10 donne la comparaison des trois modèles pour plusieurs observables : la puissance thermique dégagée dans le coeur et la puissance échangée dans le générateur de vapeur (zoom sur la baisse de puissance) la température moyenne du fluide primaire, la température de saturation dans le générateur de vapeur, et la concentration en bore.

La comparaison des puissances montre un profil très proche entre les trois modélisations. A la fin de la baisse de puissance, le modèle EasyREP® prévoit une puissance légèrement plus faible, mais qui converge vers son équilibre en un temps comparable au modèle simulateur. Le modèle couplé prévoit une puissance légèrement plus élevée, mais qui se stabilise également au même niveau que pour les autres modèles.

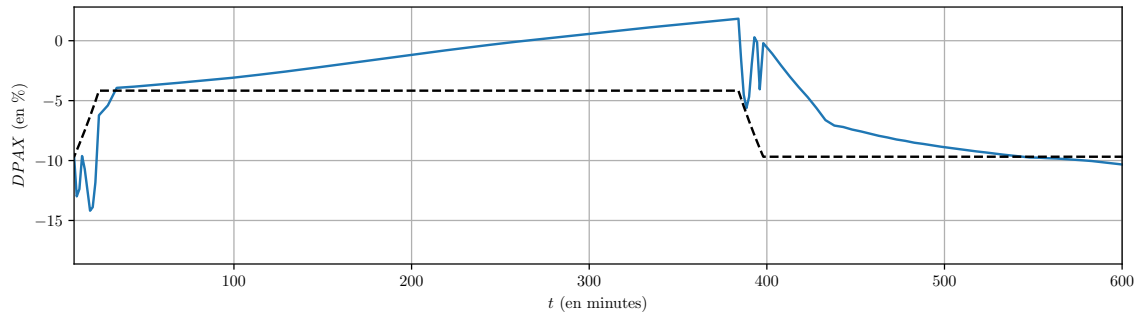
La comparaison des températures du fluide primaire à la fin de la baisse de puissance montre que la température minimale prédite par les trois modèles est très proche, même si elle n'est pas atteinte tout de suite pour



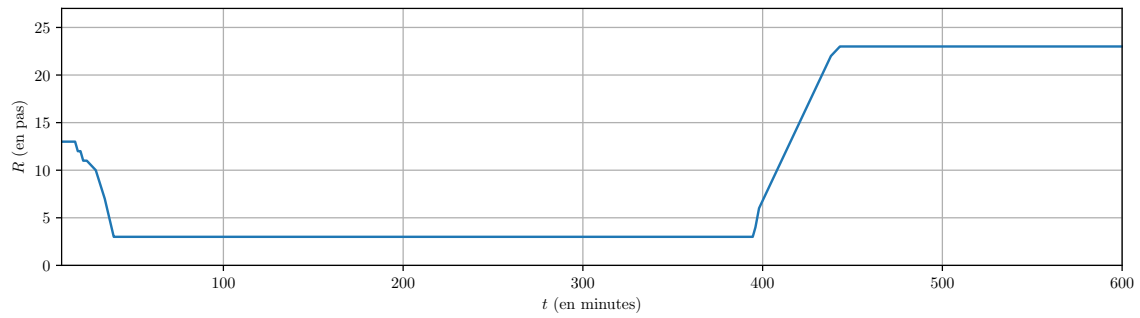
(a) Puissance thermique



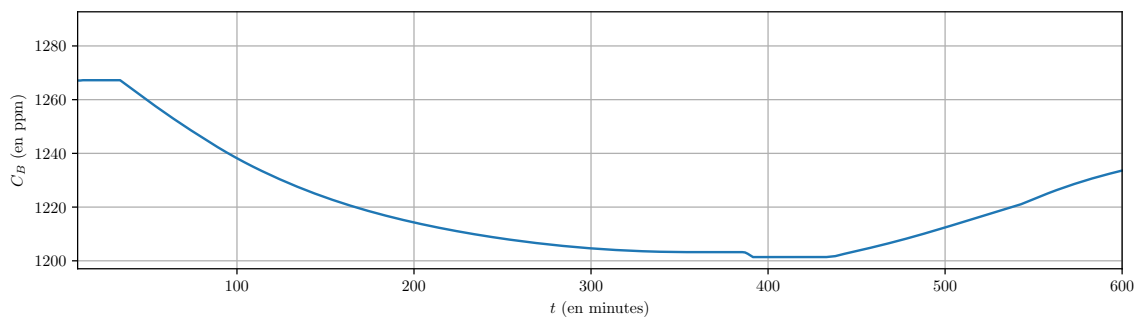
(b) Température moyenne



(c) DPAX

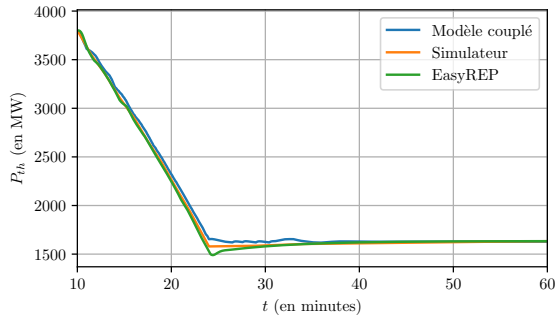


(d) Totalisateur du GRT

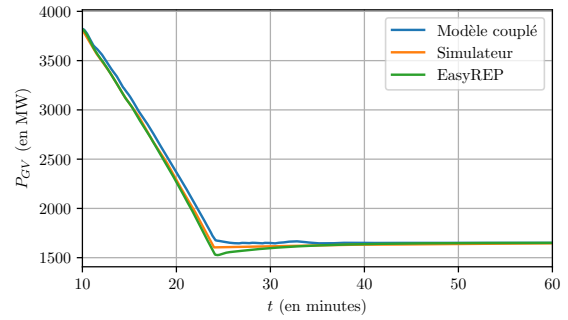


(e) Concentration en bore

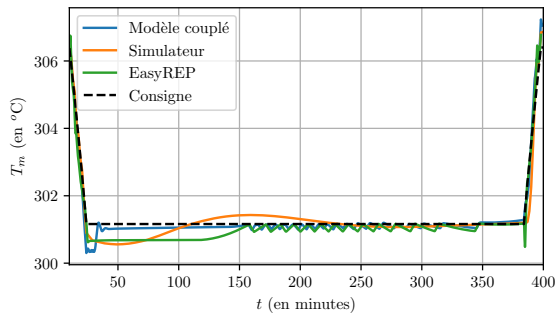
FIGURE 3.9 – Transitoire 6-18 de référence.



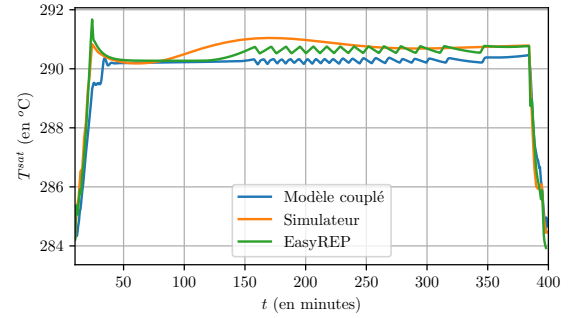
(a) Puissance thermique



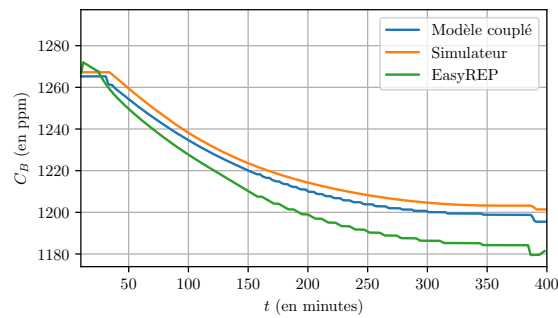
(b) Puissance échangée aux GV



(c) Température moyenne du fluide primaire



(d) Température de saturation du GV



(e) Concentration en bore

FIGURE 3.10 – Comparaison des trois simulateurs pour le début du transitoire 6-18.

le modèle simulateur (qui a un pas de temps plus élevé). Pour EasyREP[®] et le modèle couplé, la température rejoint la température de consigne (plus rapidement pour le modèle couplé), puis oscille légèrement avec des à-coups liés à la combinaison des déplacements du GRT et de la dilution du bore, qui se fait par paliers, comme on peut le voir sur la figure 3.10e. Ces oscillations ne sont pas visibles sur le modèle simulateur du fait de la modélisation moyennée du mode G, cependant la température converge en un temps comparable vers sa valeur de consigne.

EasyREP[®] et le simulateur prédisent une évolution très similaire de la température de saturation dans le GV, avec la même valeur maximale puis une convergence vers la même valeur finale. Le modèle couplé, qui modélise plus précisément le générateur de vapeur, prévoit une température de saturation plus faible à la fin du palier, et à la fin de la baisse de puissance. L'écart est de l'ordre de 2 °C à la fin de la pente, mais se réduit rapidement pour atteindre un écart constant de l'ordre de 0.5 °C. Les variations de température primaire sur le palier bas se reportent sur la température du fluide secondaire dans le GV, ce qui explique les variations rapides de la température de saturation pour le modèle couplé et EasyREP[®].

Enfin, l'évolution de la concentration en bore révèle un écart important entre le modèle EasyREP[®] et les deux autres modèles, qui ont la même modélisation neutronique. Si la tendance est la même, y compris la dilution rapide pendant la remontée en puissance, avant la borication, l'écart final de concentration est de l'ordre de 20 ppm. Cet écart est lié à la différence de calcul de l'efficacité différentielle du bore entre les deux modélisations, et peut donc être considéré comme systématique.

La différence principale entre les trois modèles réside donc dans la description du mode G. Cependant, le simulateur, s'il moyenne les effets des moyens de contrôle, permet effectivement de reproduire le même comportement général du réacteur. L'effet de ces différences sur les objectifs, en particulier l'effet de la forme de la courbe de concentration en bore sur le volume d'effluents, peut être considéré comme systématique, et permet donc de comparer des transitoires.

3.4 Identification des leviers d'action pour l'optimisation des performances du suivi de charge

On se propose ici d'identifier, à partir de la modélisation faite du pilotage en mode G, les leviers d'optimisation qui pourraient permettre d'améliorer les performances du réacteur en suivi de charge. L'objectif de ces travaux étant d'adapter les centrales à la demande accrue de suivi de charge, on ne s'intéresse pas au mode de pilotage en lui-même et à ses principes, mais seulement à ses paramètres. Cependant, on se propose d'étudier ici une modification des principes du pilotage en mode G permettant de prendre en compte directement le contrôle de l'axial offset, et on démontre que cette modification modifie également largement les observables du suivi de charge.

3.4.1 Paramètres de pilotage

Le terme «paramètres de pilotage» désigne ici tous les paramètres susceptibles d'être modifiés sans affecter les principes du pilotage. Pour le contrôle volumétrique du bore, on peut notamment penser aux débits maximaux en borication/dilution. Pour les barres, on pense aux recouvrements, plans de disposition des barres, vitesses d'insertions, ordre d'insertion... On se propose de se restreindre aux paramètres transparents pour l'opérateur de la centrale, et donc seulement aux paramètres des moyens de contrôle automatiques, à savoir les GCP et le GRT.

3.4.1.1 Paramètres associés au Groupe de Compensation de Puissance

Le choix est fait par souci de simplicité de ne pas modifier le plan de disposition des barres du GCP ou leur ordre d'insertion. Les paramètres à ajuster pour l'optimisation des performances du suivi de charge sont donc les recouvrements entre les barres du GCP, et leurs vitesses maximales d'insertion.

Une modification des paramètres de recouvrements des GCP entraîne une modification de l'efficacité différentielle d'insertion du groupe de compensation de puissance (voir Fig. 3.5), en changeant la superposition des efficacités différentielles de chacune des barres, causant une modification de l'effet du GCP sur la réactivité. Cette modification doit être prise en compte par un nouveau calcul de la courbe G3, afin de s'assurer que la bonne antiréactivité est insérée dans le cœur pour chaque niveau de puissance. Cependant, si l'effet du GCP sur la température doit donc théoriquement rester le même, son effet sur l'axial offset est directement modifié par le changement des recouvrements. En particulier, de bons choix de recouvrements doivent pouvoir minimiser les effets du GCP sur l'axial offset, en prenant en compte le fait qu'une barre insérée à plus de la moitié du cœur a un effet inverse sur l'axial offset qu'une barre insérée à moins de la moitié du cœur. C'est ce type de considérations qui a motivé le choix des valeurs actuelles des recouvrements [15].

Une modification des vitesses maximales d'insertion, en particulier pour des transitoires rapides comme le transitoire «6-18» peut avoir un impact sur le pilotage du cœur en introduisant des retards d'insertion d'antiréactivité par retard du mouvement des GCP par rapport à sa consigne, ce qui peut être avantageux pour la gestion de l'axial offset.

Pour des raisons technologiques, ces paramètres sont limités (les recouvrements ne peuvent pas dépasser la longueur des barres (255 pas), et les vitesses sont limitées par les mécanismes d'insertion) et discrets, car exprimés en pas ou en pas/minute.

3.4.1.2 Paramètres associés au Groupe de Régulation de Température

La modélisation simplifiée du groupe de régulation de température dans le cadre de notre simulateur restreint le nombre de paramètres disponibles pour l'étude d'optimisation. En particulier, la bande morte du GRT, les vitesses minimales et maximales d'insertion, ou plus généralement la forme du programme d'insertion en fonction de la température (Fig. 3.4) sont inaccessibles. Par ailleurs, les paramètres du modèle de déplacement du GRT et de contrôle de la concentration en bore étant propres au modèle, et non directement transposables à des paramètres de centrale, on les considère fixes.

Il reste donc à ajuster la bande de manœuvre du GRT. Le choix est fait de ne pas modifier la position de départ du GRT et donc le centre de la bande de manœuvre. On modifie la largeur de la bande de manœuvre, limitée par le haut du cœur. La bande de manœuvre est exprimée en pas.

En conclusion, on considère donc 8 variables d'ajustement pour l'optimisation des performances du pilotage. Ces variables sont discrètes et bornées par des limitations technologiques. La liste des variables est donnée dans le tableau 3.2. L'espace de recherche contient environ 10^{15} configurations.

TABLE 3.2 – Leviers d’optimisation pour l’optimisation du suivi de charge.

Variable	Recouvrements			Vitesses maximales				Bande de manœuvre
	$r_{G1/G2}$	$r_{G2/N1}$	$r_{N1/N2}$	v_{G1}	v_{G2}	v_{N1}	v_{N2}	m_{GRT}
Unité	pas	pas	pas	pas/min	pas/min	pas/min	pas/min	pas
Valeur courante	70	80	95	60	60	60	60	27
Min	0	0	0	20	20	20	20	8
Max	255	255	255	110	110	110	110	117

3.4.2 Modification du principe de pilotage

Comme on l’a vu, le mode G ne permet pas un contrôle direct de l’axial offset. Le contrôle se fait indirectement en jouant sur des compensations entre le bore soluble et le GRT. On propose d’étudier ici, dans la lignée de l’état de l’art présenté dans la section 3.1.2 une modification du mode de pilotage permettant de traiter frontalement la gestion de l’axial offset et du bore grâce à un correcteur PID. Cette étude étant exposée à titre de perspective, on n’en donne ici que les grandes lignes, le détail étant disponible dans l’annexe A.

On remplace pour cette étude le système de contrôle du bore soluble et du GRT par un correcteur PID ayant pour but de maintenir la température et l’axial offset à leur valeur de consigne. Le système du GCP est inchangé. Le correcteur PID est calibré grâce aux efficacités différentielles du GRT et du bore ainsi que leurs effets sur l’axial offset mesurés à un point de fonctionnement nominal.

On s’intéresse ici à la comparaison entre le mode G présenté ci-dessus et le correcteur PID pour un échantillon de valeurs de paramètres de barres. On regarde l’effet du changement de pilotage sur quelques unes des observables du suivi de charge définies dans la section 2.5, pour un échantillon de 150 gestions de barres tirées aléatoirement dans l’espace de recherche spécifié dans le tableau 3.2. Le résultat est donné figure 3.11.

L’usage du correcteur PID permet effectivement, pour beaucoup de gestions considérées, d’améliorer l’intégrale d’écart en axial offset, ce qui se fait cependant au détriment du volume d’effluents. La gestion de la température n’est pas affectée. Le nombre de pas du GRT a tendance à augmenter. Le facteur de point chaud est réduit. Sur cet exemple très simple on constate que la gestion directe de l’axial offset peut considérablement améliorer la gestion de la distribution axiale de puissance. Cependant, cette gestion a ici un coût direct sur le volume d’effluents, puisque l’usage du bore est accru pour compenser avec le GRT les évolutions de l’axial offset. Le détail du pilotage est disponible dans l’annexe A.

Ce mode de pilotage extrêmement simple à partir d’un correcteur PID est ici utilisé à titre d’exemple pour montrer que le mode de pilotage peut également avoir un fort impact sur les observables du suivi de charge, ici principalement le volume d’effluents et l’intégrale d’écart du DPAX. Il constitue donc un levier important, et complémentaire de la modification des paramètres de gestion des barres de contrôle. Ce levier sort cependant du cadre de cet étude, et on se contentera dans la suite de modifier les paramètres de gestion des barres de contrôle.

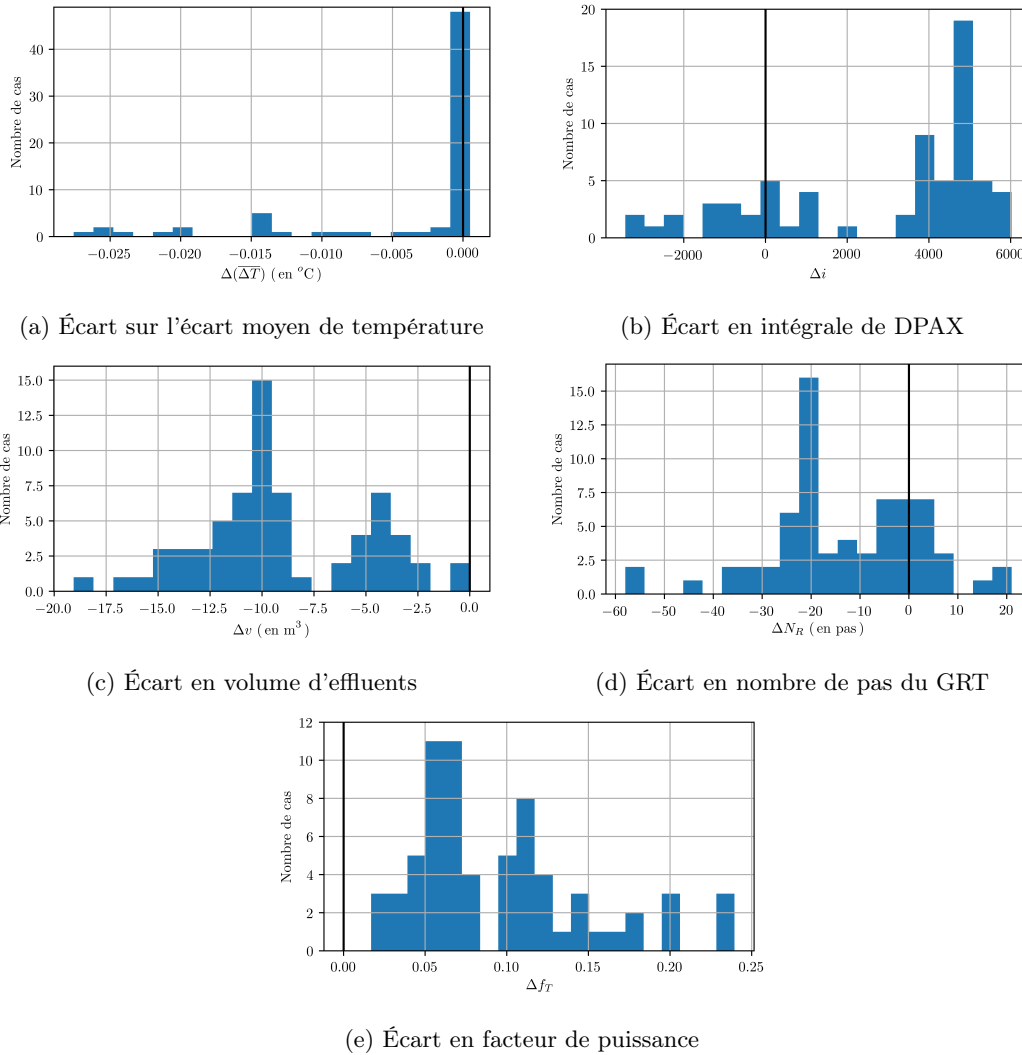


FIGURE 3.11 – Répartition statistique des écarts absolus sur les observables du transitoire de suivi de charge entre le mode G et le PID pour un échantillon de 150 gestions tirées aléatoirement. Un écart positif signifie que l'observable est plus grande avec le pilotage en mode G.

3.5 Conclusion

Le pilotage des réacteurs à eau pressurisée a largement évolué depuis la construction des premiers REP de 900MW. Les nouveaux réacteurs, en particulier l'EPR, sont dotés de modes de pilotage prenant en compte directement la question de l'optimisation des performances du suivi de charge, et les travaux d'automatique sur des pilotages automatiques innovants sont nombreux.

Afin de répondre à la problématique de ces travaux, à savoir l'optimisation des performances des REP 1300MW pilotés en mode G en suivi de charge, un modèle du mode G est proposé. Le déplacement du Groupe de Compensation de puissance est déterminé par une courbe de calibrage issue d'une interpolation pour le rendre compatible avec les contraintes du modèle de simulateur. La modélisation du mouvement du Groupe de Régulation de Température ainsi que la variation de la concentration en bore soluble nécessite une adaptation par rapport aux principes de pilotage du mode G afin de s'adapter au pas de temps du simulateur. Ainsi, le comportement du GRT et du bore sont moyennés sur un pas de temps plus long que leur action réelle. Le pilotage résultant est comparé à deux modélisations plus fines temporellement, et la comparaison confirme que le modèle moyenné permet de saisir les effets globaux du pilotage pendant la baisse de puissance, mais pas les effets plus rapides. Cependant, ce modèle permet la comparaison de différentes configurations des paramètres de gestion des barres.

Finalement, on identifie parmi les paramètres de ce modèle les leviers d'optimisation pertinents pour le problème, à savoir les recouvrements entre les 4 groupes du GCP, leurs vitesses maximales de déplacement et la bande de manœuvre du GRT. Ces différents leviers forment un espace de recherche discret à 8 dimensions, de taille 10^{15} .

Deuxième partie

Optimisation multi-objectifs des performances en suivi de charge à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Optimisation multi-objectifs des performances de suivi de charge en début de cycle

Ce chapitre s'intéresse à la résolution du problème d'optimisation du suivi de charge au début du cycle d'exploitation. Un algorithme d'optimisation multi-objectifs massivement parallèle et asynchrone basé sur le framework MOEA/D est présenté, qu'on appellera AMW-MOEA/D pour *Asynchronous Master Worker Multiobjective Evolutionary Algorithm based on Decomposition*. La difficulté de ces algorithmes, très adaptés aux problèmes de type «boîte noire» issus d'un simulateur réside dans leur calibrage. L'étude des paysages de fitness, permettant de mieux connaître la fonction à optimiser, est régulièrement utilisée dans la littérature pour choisir une méthode de résolution et la calibrer. On se propose ici de l'utiliser non seulement comme aide au calibrage, mais comme aide à la définition du problème, en particulier le choix des objectifs, mais également pour une meilleure définition de l'espace de décision. Cette démarche, pouvant être généralisée, est ici testée et validée sur le problème de l'optimisation multi-objectifs du suivi de charge.

Dans une première partie, un état de l'art des méthodes de résolutions de problèmes d'optimisation de type «boîte noire» est présenté, ainsi que de l'utilisation des paysages de fitness pour l'optimisation. Dans une deuxième partie, l'algorithme AMW-MOEA/D est présenté, ainsi qu'un algorithme de contrôle, l'algorithme G-SEMO, utilisé comme comparaison. Dans une troisième partie, la démarche de définition du problème d'optimisation et de calibrage d'algorithme à partir de l'étude du paysage de fitness est présentée. Enfin, son application au problème d'optimisation du suivi de charge est discutée. Finalement, les solutions générées par l'algorithme sont analysées physiquement.

4.1 Optimisation multi-objectifs et paysage de fitness : définitions

La résolution d'un problème d'optimisation consiste à trouver, dans un espace de recherche, la ou les solutions qui minimisent (ou maximisent) un objectif, ou plusieurs objectifs dans le cas multi-objectifs. Si l'on a aucune information particulière sur la fonction à optimiser (une formulation analytique, ou sa dérivée par exemple), on parle de problème «boîte noire». C'est notamment le cas des problèmes pour lesquels la fonction est calculée à l'aide d'un simulateur coûteux en temps de calcul. On fait également la différence entre un problème mono-objectif (par exemple la minimisation d'un coût) ou multi-objectifs (la minimisation d'un coût tout en maximisant un critère de qualité). Dans un problème multi-objectifs, il n'y a pas de relation d'ordre total entre toutes les solutions : la résolution consiste alors à trouver une série de compromis optimaux, c'est à dire des solutions pour lesquelles on ne peut pas améliorer un objectif sans en dégrader un autre. La plupart des problèmes d'optimisation que rencontrent les ingénieurs sont par nature multi-objectifs.

Le problème de l'optimisation des performances des réacteurs nucléaires est un problème multi-objectifs, de type «boîte noire» et coûteux en temps de calcul. C'est également un problème de type combinatoire (par opposition à continu) par la nature discrète des variables de décision. On se propose ici de faire une revue des méthodes permettant de résoudre ce type de problèmes. On donne d'abord quelques définitions et généralités sur l'optimisation multi-objectifs avant de présenter des méthodes de résolution stochastiques. Enfin, les méthodes étudiées dans la suite de ces travaux sont présentées plus en détail, à savoir les paysages de fitness, l'algorithme MOEA/D pour *Multi-Objective Evolutionary Algorithm based on Decomposition* et l'utilisation de méta-modèles pour assister les algorithmes stochastiques.

4.1.1 Optimisation multi-objectifs : définition et mesure des performances

L'optimisation multi-objectifs permet de ne pas prendre de décision *a priori* sur un compromis entre plusieurs objectifs. En effet, face à un problème physique de type boîte noire avec de nombreux critères à satisfaire, l'optimisation mono-objectif suppose comme première étape pour le modélisateur d'agréger de façon pertinente tous les objectifs pertinents en un objectif unique. La modélisation en problème d'optimisation multi-objectifs offre ainsi une souplesse de modélisation supplémentaire en différant le moment où l'on décide de l'importance relative des objectifs. La solution au problème multi-objectifs est une surface de décision à partir de laquelle le modélisateur pourra choisir *a posteriori* la solution qu'il juge la plus pertinente.

On s'intéresse à la minimisation de la fonction $f : \Omega \rightarrow \mathbb{R}^m$. Il s'agit d'un problème à m objectifs réels. On note d la dimension de Ω . On définit la notion de solution non dominée afin de comparer deux solutions x et x' de Ω .

Définition 1 Une solution $x \in \Omega$ domine une solution $x' \in \Omega$, et on note $x \prec x'$ si et seulement si $\forall i \in \{1, \dots, m\}$, $f_i(x) \leq f_i(x')$ et $\exists i \in \{1, \dots, m\} : f_i(x) < f_i(x')$.

Ainsi, une solution en domine une autre si elle est au moins aussi bonne sur tous les objectifs, et qu'elle est strictement meilleure pour au moins un des objectifs. On définit alors une solution non dominée.

Définition 2 Une solution $x \in \Omega$ est dite non dominée si, $\forall x' \in \Omega : x' \not\prec x$.

Le but de l'optimisation multi-objectifs est de trouver l'ensemble des solutions non dominées de Ω , appelé également ensemble de Pareto. On appelle son image dans l'espace objectif front de Pareto.

Définition 3 L'ensemble des solutions non dominées (ou Pareto optimales) est appelé ensemble Pareto optimal : $POS = \{x \in \Omega : \forall x' \in \Omega : x' \not\prec x\}$. Son image par f est appelé front de Pareto.

Dans la pratique, on cherche une approximation la plus complète possible du front de Pareto. Le principe de l'optimisation multi-objectifs est illustré sur la figure 4.1.

En optimisation mono-objectif, la mesure de la performance peut simplement se faire avec la valeur de la fonction à optimiser. En optimisation multi-objectifs, plusieurs indicateurs permettent de mesurer la qualité de l'approximation de Pareto. On présente ici l'hypervolume, l'*empirical attainment function* (EAF), la distance générationnelle inversée (IGD) et l' ε -dominance [34], [93].

Hypervolume L'hypervolume est le volume capturé par le front de Pareto depuis un point de référence. La définition est donnée sur la figure 4.2. Cet indicateur permet une estimation globale de la qualité de l'approximation du front de Pareto, mais dépend grandement du point de référence choisi.

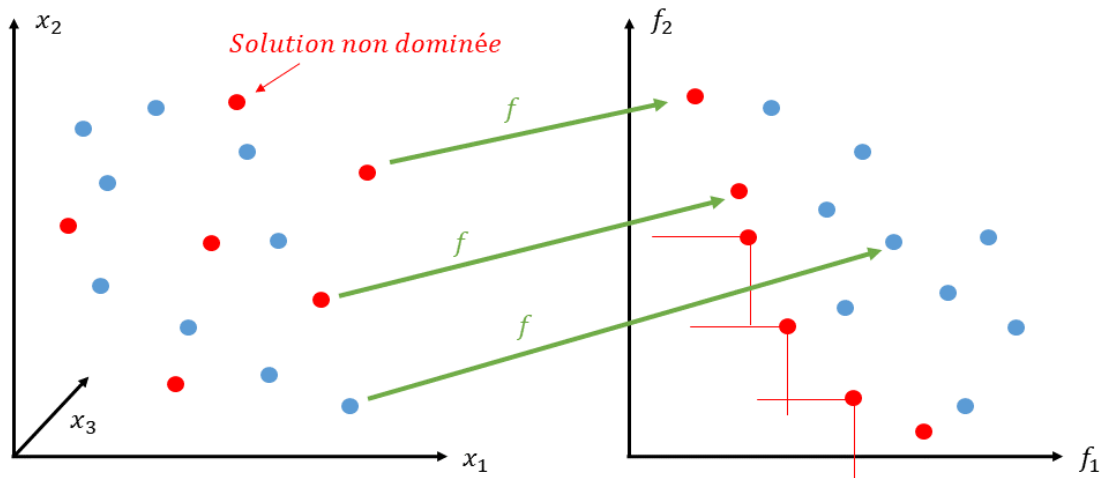


FIGURE 4.1 – Illustration du principe de l'optimisation multi-objectifs pour un problème de minimisation à deux objectifs. L'espace de recherche est à gauche, l'espace objectif est à droite. Les solutions non dominées sont identifiées en rouge.

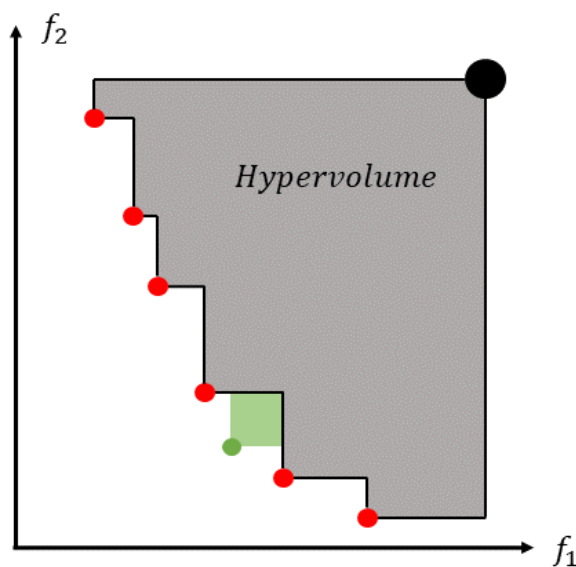


FIGURE 4.2 – Définition de l'hypervolume pour un problème bi-objectifs. Le point de référence est en noir, l'approximation du front de Pareto est en rouge. Si un nouveau point (en vert) est trouvé qui améliore l'approximation du front de Pareto, l'hypervolume augmente.

Empirical Attainment Function L'EAF est la probabilité pour un point de l'espace objectif d'être atteint par l'algorithme d'optimisation, c'est-à-dire la probabilité que l'algorithme trouve une solution dominant ce point. En pratique, on l'estime en utilisant la fréquence avec laquelle ce point est atteint. Si l'algorithme nous fournit des approximations de l'ensemble de Pareto P_1, \dots, P_n , on définit pour un point $y \in \mathbb{R}^m$:

$$EAF(y) = \frac{1}{n} |\{P \in \{P_1, \dots, P_n\} : \exists x \in P : \forall i \in \{1, \dots, m\} : f_i(x) \leq y_i\}| \quad (4.1)$$

Contrairement à l'hypervolume, l'EAF est un indicateur géométrique : on peut le tracer pour les différentes régions de l'espace objectif et voir dans quelles parties l'algorithme est le plus performant.

Distance générationnelle inversée La distance générationnelle inversée permet de mesurer la distance entre deux approximations du front de Pareto A et B :

$$IGD(A, B) = \frac{1}{|B|} \left(\sum_{b \in B} \min_{a \in A} (d(a, b))^p \right)^{\frac{1}{p}} \quad (4.2)$$

où $d(a, b)$ désigne la distance euclidienne entre les solutions a et b dans l'espace objectif. En général, on considère pour B un front de référence afin de comparer les fronts à ce front de référence. On prendra pour ces travaux la valeur $p = 2$.

ε -dominance L' ε -dominance permet de mesurer la distance entre deux approximations du front de Pareto A et B . Elle correspond à la plus petite valeur de $\varepsilon > 0$ de laquelle il faut translater A dans l'espace objectif pour que toutes les solutions de A ne soient dominées par aucune solution de B . Le principe en est illustré figure 4.3.

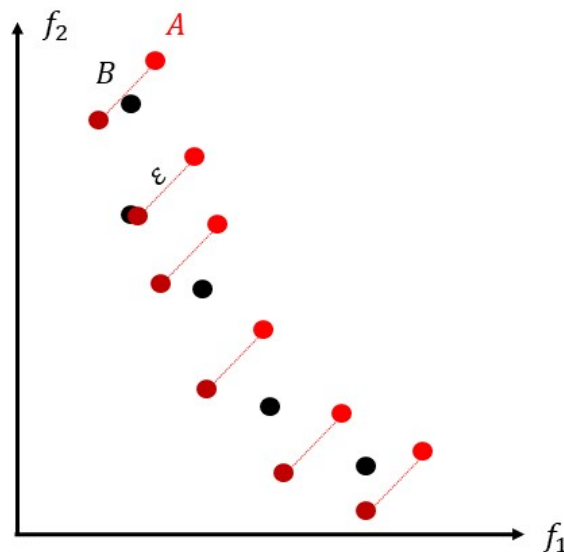


FIGURE 4.3 – Définition de l' ε -dominance pour un problème bi-objectifs.

4.1.2 Résolution de problèmes de type "boîte noire" combinatoires à l'aide de méthodes stochastiques

On distingue de manière schématisées deux types de méthodes de résolution des problèmes d'optimisation : les méthodes exactes et les heuristiques. Les méthodes exactes garantissent de trouver la ou les solutions optimales, mais sont souvent coûteuses, et donc peu adaptées aux problèmes de type boîte noire. Les heuristiques permettent de réduire le temps de calcul en sacrifiant l'optimalité. En particulier, on s'intéresse dans ces travaux aux métaheuristiques, soit les heuristiques ne dépendant pas du problème posé, et donc particulièrement adaptées aux problèmes de type «boîte noire». Le principe général des métaheuristiques est d'exploiter itérativement et de manière stochastique une ou plusieurs solutions à la fois en se guidant uniquement avec la fonction d'évaluation. D'une façon générale, la performance d'une métaheuristique dépend du compromis entre l'exploration de nouvelles solutions et l'exploitation des solutions intéressantes déjà rencontrées. On cite parmi les métaheuristiques les algorithmes évolutionnaires. Ces algorithmes sont largement mis en avant pour

la résolution des problèmes multi-objectifs depuis plusieurs années [79]. Dans ces algorithmes, l'ensemble de solutions retenues est une population de solutions, d'abord générée aléatoirement, et qui évolue par une série de variations aléatoires (mutations, croisements,...) et de sélections. Des variations aléatoires des solutions de la population (mutants) sont générés puis évaluées, et l'algorithme sélectionne le ou les meilleurs mutants pour générer une nouvelle population par variation aléatoire.

Pour les problèmes multi-objectifs, on distingue trois approches pour ces métaheuristiques : les approches basées sur la définition du front de Pareto, les approches basées sur un indicateur, et les approches basées sur une décomposition en problèmes scalaires.

4.1.2.1 Méthodes Pareto-based

Les méthodes basées sur la définition du front de Pareto conservent en mémoire une archive contenant toutes les solutions non dominées rencontrées et améliorent progressivement cette archive en remplaçant au fur et à mesure les solutions par les nouvelles solutions non dominées rencontrées. Cette approche est notamment celle de l'algorithme NSGA-II [19] ou des algorithmes qui dérivent de recherches locales [47] comme l'algorithme Pareto Local Search [59], ou l'algorithme Global Simple EMO (G-SEMO) [37]. On donne ici en exemple l'algorithme G-SEMO : l'algorithme évalue pendant un temps fixé des solutions issues de mutations des solutions de l'archive (Alg. 4).

Algorithme 4 : Algorithme G-SEMO

```

1 Générer une solution aléatoire  $x_0 \in \Omega$ ;
2  $A = \{x_0\}$ ; // initialisation de l'archive
3 while  $t < t_{exec}$  do
4   Sélectionner une solution  $x \in A$ ;
5   Générer un mutant  $x'$  de  $x$ ;
6    $A = \text{non. dom. de } A \cup \{x'\}$ ;
7 Return  $A$ ;
```

4.1.2.2 Méthodes à indicateurs

Les méthodes basées sur des indicateurs ont pour objectif d'optimiser un indicateur permettant de mesurer la qualité d'un ensemble de solutions, comme par exemple l'hypervolume. Un exemple de ce type d'algorithme est l'*Indicator Based Evolutionary Algorithm* (IBEA) [94] ou l'algorithme SMS-MOEA [10]. La valeur du fitness associée à une solution est la différence d'indicateur (hypervolume, IGD...) qui serait engendrée par le retrait d'une solution de l'ensemble de solutions. Le schéma d'algorithme respecte celui des algorithmes évolutionnaires avec sélection, variation aléatoire et remplacement.

4.1.2.3 Méthodes à décomposition

Les méthodes à décomposition, ou approches scalaires, sont basées sur la décomposition du problème multi-objectifs en une série de problèmes mono-objectifs. Les différents problèmes mono-objectifs sont ensuite résolus de manière coordonnée et non indépendante, pour améliorer l'efficacité globale de la résolution. L'algorithme le plus répandu dans cette famille est l'algorithme MOEA/D pour *Multi-Objective Evolutionary Algorithm based on Decomposition* [90]. On en détaille les principes dans une section suivante.

4.1.2.4 Architectures parallèles

Les algorithmes présentés précédemment existent pour la plupart dans des versions séquentielles ou parallèles [77]. Pour des problèmes de type simulateur avec un temps de calcul important, la parallélisation des algorithmes permet un gain de performance important. On distingue les algorithmes parallèles à architecture maître-esclaves des architectures distribuées. Dans une architecture maître-esclaves, un processeur principal exécute les actions de l'algorithme (sélection des solutions, mutations, ...) et envoie aux processeurs de calcul restants les solutions à évaluer. Les processus esclaves se contentent d'évaluer les solutions reçues et d'envoyer la valeur des objectifs au processus maître. Cette architecture est la plus simple mais nécessite que le maître ait le temps de traiter l'information reçue par les esclaves sans les faire attendre pour être efficace, et le réseau ne doit pas être saturé par la communication sur le nœud maître.. Ainsi, si le temps de calcul est trop court ou le nombre de processeurs est trop grand, il y a un risque de perte de temps. D'autres algorithmes utilisent une architecture distribuée, dans laquelle les échanges d'information ne sont pas centralisés mais se font entre tous les nœuds.

Dans les algorithmes évolutionnaires [2], une notion importante est celle de générations. Dans leur version séquentielle, ces algorithmes évaluent toute une génération de mutants avant d'effectuer l'étape de sélection. Dans une architecture maître-esclave synchrone, les processeurs doivent ainsi attendre que tous les autres processeurs aient fini d'évaluer leur mutant avant d'en recevoir un nouveau. Si la variance du temps de calcul est importante, des processeurs peuvent passer une partie importante de leur temps à attendre. Dans une implémentation asynchrone, le processeur maître n'attend pas la fin d'une génération pour faire l'étape de sélection, et le fait au fur et à mesure de la réception des solutions. Il perd alors la notion de générations, et renvoie peut-être des mutants qui n'auraient pas été retenus à la fin de la génération complète. Entre ces deux architectures, on peut concevoir des algorithmes avec un certain degré de synchronicité, défini comme le nombre de mutants devant être évalués avant de passer à la génération suivante. HARADA et TAKADAMA ont étudié dans [27] l'impact du degré d'asynchronicité sur la performance de l'algorithme MOEA/D parallèle.

4.1.3 Algorithme à décomposition MOEA/D

On décrit dans cette section l'algorithme MOEA/D introduit par ZHANG et LI dans [90]. On en détaille d'abord les principes et les différents composants avant de présenter l'implémentation parallèle asynchrone à architecture maître-esclaves de cet algorithme de MUNIGLIA [54] qui servira de point de départ à ces travaux.

4.1.3.1 MOEA/D : principes et conception

Le principe de l'algorithme MOEA/D est de décomposer l'espace de recherche en λ directions, chaque direction correspondant à un problème mono-objectif. Chaque direction est définie par des poids $w_1, \dots, w_\lambda \in \mathbb{R}^m$. On définit alors une fonction de scalarisation g du problème multi-objectifs pour la direction d utilisant les poids w et un point de référence z^* . De manière classique, g est une somme pondérée des objectifs :

$$g(x|w_d, z^*) = \sum_{i \in \{1, \dots, m\}} w_{d,i} |f_i(x) - z_i^*| \quad (4.3)$$

ou une norme de Tchebychev :

$$g(x|w_d, z^*) = \max_{i \in \{1, \dots, m\}} w_{d,i} |f_i(x) - z_i^*| \quad (4.4)$$

Chaque sous problème recherche dans sa partie de l'espace objectif, définie par sa direction. Les directions ne cherchent pas de manière indépendante mais en coopération avec les directions voisines. Pour une direction d , on définit le voisinage $\mathcal{N}(d)$ de d , c'est à dire l'ensemble des directions voisines de d . Lorsque d trouve une solution intéressante, il l'envoie aux directions voisines. On définit la taille du voisinage par le paramètre T . Pour une directions d , l'ensemble des voisins de d est :

$$\mathcal{N}(d) = \{1, \dots, \lambda\} \cap \{d - T, \dots, d + T\} \quad (4.5)$$

Algorithme 5 : Algorithme MOEA/D avec λ directions et croisements.

```

1 Initialiser directions  $\{1, \dots, \lambda\}$ ;
2 Initialiser solutions  $\{x^1, \dots, x^\lambda\}$ ;
3 while  $t < t_{exec}$  do
4   for  $d = 1, \dots, \lambda$  do
5     Sélectionner  $x$  et  $x'$  de  $\{x^j : j \in \mathcal{N}(d)\}$  ;
6      $y \leftarrow$  Générer une nouvelle solution à partir de  $x$  et  $x'$  (croisement, mutation);
7     for  $j \in \mathcal{N}(d)$  do
8       if  $g(x^j|w_j, z^*) > g(y|w_j, z^*)$  then
9          $x^j \leftarrow y$  ;

```

L'algorithme MOEA/D séquentiel est présenté Alg. 5. A chaque itération, l'algorithme parcourt toutes les directions. Pour chaque direction, il sélectionne deux solutions dans les meilleures solutions des directions du voisinage de la solution courante. Il génère à partir de ces solutions un mutant qu'il évalue. La fitness de ce mutant est ensuite comparée à la meilleure solution courante pour toutes les directions du voisinage.

Les différentes étapes de cet algorithme peuvent être adaptées. En particulier, l'étape de mutation peut se faire sans croisement, en générant un mutant de la meilleure solution pour la direction courante. Chaque direction peut également garder en mémoire plus d'une solution. La définition de l'opérateur de mutation ainsi que la taille du voisinage contrôlent le ratio entre l'exploration et l'exploitation des solutions.

De nombreuses implémentations de cet algorithme, séquentielles ou parallèles [50] existent, et ses performances sont aujourd'hui reconnues [79].

4.1.3.2 Implémentation de l'algorithme MOEA/D parallèle asynchrone

On s'intéresse ici à l'implémentation parallèle asynchrone faite par MUNIGLIA de l'algorithme MOEA/D, et appelée dans ces travaux AMW-MOEA/D pour *Asynchronous Master Worker Multi-Objective Evolutionary Algorithm based on Decomposition*. On détaille dans une première partie les choix de conception de l'algorithme, puis l'opérateur de mutation, et enfin on évoque quelques résultats de [54] concernant le calibrage de l'algorithme.

Conception Le choix de l'architecture maître-esclaves est motivé par le temps de calcul important du simulateur ainsi que la variance importante de ce temps de calcul. Dans cette architecture, les processeurs esclaves se contentent de recevoir les solutions à évaluer, de les évaluer et de les renvoyer au processeur maître (Alg. 7). Le processeur maître (Alg. 6) traite les résultats. Contrairement à l'algorithme 5, il agit de manière asynchrone, et donc n'évalue pas les points direction par direction. L'algorithme est initialisé par les séquences quasi aléatoires de Sobol [74].

A chaque itération, c'est-à-dire à chaque solution reçue par le processeur maître d'un des processeurs esclaves, l'algorithme enregistre la solution dans une table de hachage et normalise les objectifs¹. Il met éventuellement à jour le point objectif z^* s'il est dépassé selon une ou plusieurs directions, et compare la fitness scalarisée de ce nouveau point au meilleur point courant pour toutes les directions du voisinage de la direction ayant produit la solution. Il génère ensuite un mutant de la meilleure solution de cette direction (sans croisements) et le renvoie au processeur. Le processeur maître utilise des communications non bloquantes de façon à améliorer la robustesse de l'algorithme en cas d'erreur sur un processus esclave.

Algorithme 6 : AMW-MOEA/D : algorithme maître

```

1 for  $i \leftarrow 0$  to  $N_{proc}$  do
2    $D_i \leftarrow$  Attribuer direction;
3    $x_i \leftarrow$  Initialiser avec les séquences de Sobol ;
4   Envoyer  $x_i$  au processeur  $i$ ; // Communication non bloquante
5  $w \leftarrow$  Initialiser les poids des directions;
6  $z^* \leftarrow$  Initialiser le point objectif;
7  $x^D \leftarrow$  Initialiser la meilleure solution pour chaque direction  $D$ ;
8 while time left do
9   Recevoir Msg du processeur  $i$ ;
10   $(f, x) \leftarrow$  Msg; // Enregistre le vecteur contenant les objectifs et la solution
11  Normaliser  $f$ ;
12  for  $k \leftarrow 1$  to  $d$  do
13    if  $f_k < z_k^*$  then
14       $z_k^* \leftarrow f_k$ ; // Mise à jour du point objectif
15  for  $D \in \mathcal{N}(D_i)$  do
16    if  $g(x^D|w_D, z^*) > g(x|w_D, z^*)$  then
17       $x^D \leftarrow x$ ; // Mise à jour de la meilleure solution
18   $x \leftarrow$  Muter  $x^{D_i}$ ;
19  Envoyer  $x$  au processeur  $i$ ; // Communication non bloquante

```

Algorithme 7 : AMW-MOEA/D : algorithme esclave

```

1 while time left do
2   Recevoir Msg du processeur maître; // Communication bloquante
3    $x \leftarrow$  Msg;
4    $f \leftarrow$  Evaluer  $x$ ;
5   Envoyer  $(f, x)$  au processeur maître; // Communication bloquante

```

Les poids sont définis de la façon suivante (pour un problème bi-objectifs) :

$$\forall d \in 1, \dots, \lambda : w_d = \left(\cos \left(\pi \frac{d-1}{2(\lambda-1)} \right), \sin \left(\pi \frac{d-1}{2(\lambda-1)} \right) \right) \quad (4.6)$$

ce qui correspond à une répartition uniforme des angles entre les directions (Fig. 4.4).

1. Le choix de la normalisation est discuté plus loin dans ce chapitre.

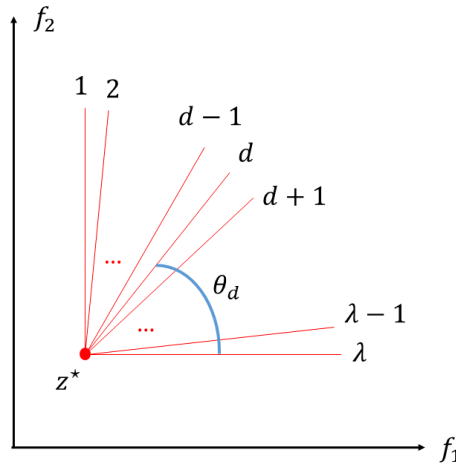


FIGURE 4.4 – Définition des directions. Les poids des directions correspondent au cosinus et sinus de l’angle θ_d .

Opérateur de mutation L’algorithme de mutation est basé sur deux paramètres :

- Le taux de mutation $p \in [0, 1]^{d \times 2}$ qui définit, pour chaque coordonnée de la solution x , la probabilité qu’elle soit mutée.
- La plage de mutation $r \in [0, 1]^d$ définit la plage dans laquelle est sélectionnée la nouvelle valeur des coordonnées mutées autour de l’ancienne valeur.

L’opérateur de mutation sélectionne d’abord, selon une loi de Bernoulli de paramètre p_i , les entrées i qui vont être mutées. Le vecteur p est choisi de façon à ce que l’espérance du nombre d’entrées mutées soit 1. Ainsi, si p est uniforme pour toutes les entrées, sa valeur est fixée à $1/d$.

Si l’entrée i est mutée, sa nouvelle valeur est choisie de manière uniforme dans l’ensemble :

$$\{x_i - \lfloor r_i (M_i - m_i) \rfloor, \dots, x_i + \lfloor r_i (M_i - m_i) \rfloor\} \cap \{m_i, \dots, M_i\} \setminus \{x_i\} \quad (4.7)$$

où i est l’entrée à muter, x_i sa valeur courante, m_i sa borne inférieure et M_i sa borne supérieure. Toutes les solutions sont enregistrées dans une table de hachage. Cette mutation est répétée jusqu’à trouver un point non déjà évalué.

Paramètres L’algorithme a de nombreux paramètres libres. MUNIGLIA a identifié pour certains paramètres des réglages performants. En particulier, on retiendra une valeur de λ de 200 directions, la scalarisation de Tchebychev (Eq. (4.4)) et un nombre de voisins égal au nombre de directions. Dans cette version de l’algorithme, toutes les directions communiquent leurs résultats à toutes les autres directions, rendant l’algorithme très exploratoire.

Les réglages restants concernent la normalisation des objectifs avant le calcul de la scalarisation, et les paramètres de mutation de l’opérateur de mutation. Le calibrage de ces paramètres est l’objet principal de ce chapitre.

4.1.4 Paysage de fitness : définitions et usages

Le concept de paysage de fitness a été introduit en biologie par WRIGHT [85] en 1932. L’idée de WRIGHT est de modéliser de façon simple l’adaptation des espèces. Il crée un espace abstrait constitué de l’espace des génotypes, et d’une dimension supplémentaire correspondant à la valeur de fitness, en l’occurrence la capacité d’adaptation. Les paysages de fitness sont utilisés dans de nombreux domaines. En optimisation [29], [75], l’espace des génotypes est remplacé par l’espace de recherche, et la capacité d’adaptation par la fonction à optimiser. Un exemple d’une telle représentation est donné Fig. 4.5 pour un problème de maximisation dans un espace de recherche à deux dimensions.

Le but principal de l’analyse des 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 distinguer les avantages et inconvénients des différents algorithmes possibles, afin de sélectionner la meilleure heuristique pour le problème à résoudre. VEREL donne dans [79] différentes utilisations des paysages de fitness (Fig. 4.6). En particulier, l’analyse de paysages de fitness permet de manière *off-line* de concevoir un algorithme d’optimisation adapté au problème et d’en régler les paramètres.

2. On rappelle que d est la dimension de l’espace de recherche.

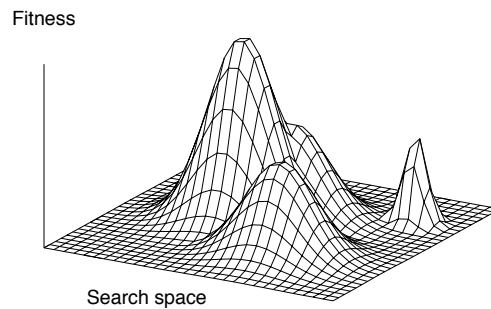


FIGURE 4.5 – Exemple d’un paysage de fitness pour un problème mono-objectif de maximisation et un espace de recherche à deux dimensions.

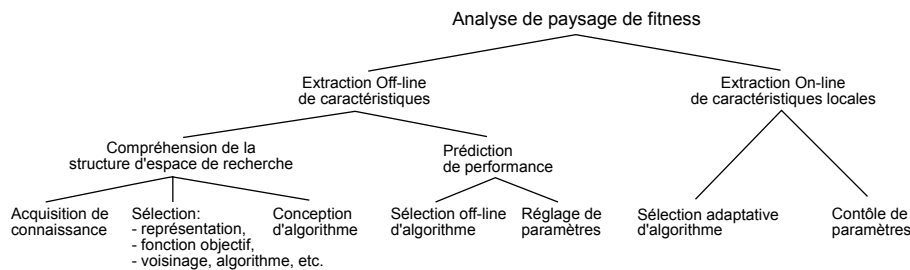


FIGURE 4.6 – Utilisations de l’analyse de paysage de fitness.

Pour les problèmes de type «boîte noire», l’analyse du paysage de fitness est faite de façon statistique. A partir d’un échantillonnage du paysage de fitness constitué de solutions de l’espace de recherche et des valeurs correspondantes de la fonction à optimiser, l’objectif est d’extraire des métriques permettant de caractériser le paysage sans connaissance *a priori* du problème, et la prédiction des performances de l’algorithme. Dans le contexte de l’optimisation multi-objectifs, des métriques spécifiques peuvent être construites [46].

4.1.5 Utilisation de méta-modèles pour l’optimisation multi-objectifs

4.1.5.1 Généralités

Pour des problèmes coûteux de type boîte noire, l’objectif d’une métaheuristique est d’assurer une approximation du front de Pareto avec un nombre très réduit d’évaluations par rapport à la taille de l’espace de recherche. Afin de choisir au mieux les prochaines solutions à évaluer, des algorithmes utilisent des méta-modèles des fonctions à optimiser appris sur la connaissance des solutions déjà évaluées. Par exemple, l’algorithme EGO [28] pour *Efficient Global Optimization* utilise des processus gaussiens pour construire un modèle de la fonction objectif, à partir duquel il peut choisir la solution non plus aléatoirement, mais pour maximiser un indicateur, comme l’*expected improvement*.

Dans [76], STORK, FRIESE, ZAEFFERER et al. dressent une revue des différents algorithmes assistés par méta-modèles et des difficultés rencontrées dans la littérature, notamment la résolution des problèmes combinatoires multi-objectifs. Des implémentations parallèles de ces algorithmes existent [35], [64] et posent des problèmes spécifiques de conception.

4.1.5.2 Méta-modèles et MOEA/D

On s’intéresse en particulier à l’utilisation de métamodèles pour accélérer la convergence de l’algorithme MOEA/D. On s’appuie pour cela sur la revue de BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al. [8], qui compare différentes implémentations séquentielles sur une variété de problèmes. Il existe de nombreux travaux utilisant des algorithmes évolutionnaires multi-objectifs assistés par des métamodèles, que ce soit avec des modèles à vecteur de support [61], avec des arbres de décisions [70], des processus gaussiens [91] ou des réseaux de fonctions radiales (*RBF networks*) [89]. BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al. en dresse une classification selon la figure 4.7.

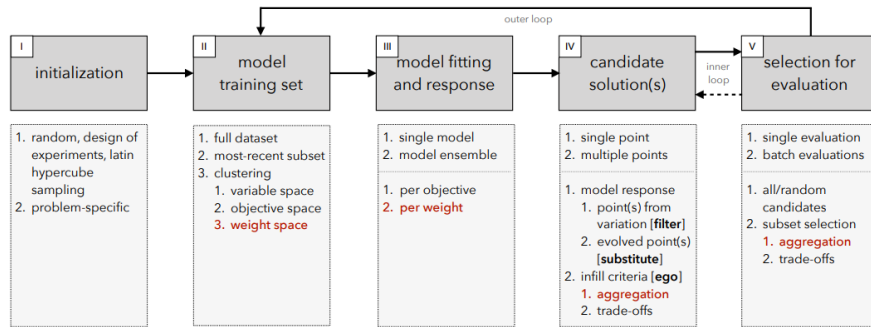


FIGURE 4.7 – Classification des différentes implémentations de MOEA/D assistés par métamodèles. Figure issue de [8].

Les algorithmes MOEA/D assistés peuvent être séparés selon 5 critères : l’optimisation, la sélection de la base d’entraînement du modèle, l’entraînement du ou des modèles, la génération de solutions candidates et enfin la sélection des solutions à évaluer. Ces étapes s’insèrent dans la boucle principale de l’algorithme MOEA/D appelée *outer loop* sur la figure 4.7. Une boucle interne apparaît en plus, entre les étapes de génération et de sélection de solutions candidates à l’aide du métamodèle. La phase d’initialisation est importante non seulement pour l’algorithme de recherche mais aussi pour la qualité du métamodèle entraîné sur les solutions déjà calculées.

Le fonctionnement général de ce modèle d’algorithme est le suivant. À chaque itération, une base de solution est sélectionnée parmi les solutions déjà évaluées. Sur cette base sont entraînés un ou plusieurs métamodèles. Ces modèles sont utilisés pour guider la recherche en proposant une solution choisie non pas seulement aléatoirement mais avec la connaissance du modèle.

On détaille par la suite les choix de designs pour chaque étape de l’algorithme. La sélection des solutions pour la base d’entraînement peut tout simplement considérer toutes les solutions évaluées, ou les dernières solutions évaluées. Des méthodes de clustering peuvent permettre de séparer les solutions en plusieurs base d’entraînement qui pourront servir à entraîner différents modèles, par exemple pour chaque direction. Le risque de considérer toutes les solutions déjà évaluées est l’augmentation du temps d’entraînement du modèle, qui pourrait devenir aussi coûteux que la fonction de calcul elle-même. Le clustering permet d’obtenir des modèles plus fins localement, le choix de la technique dépend du niveau de localité désiré.

L’étape d’entraînement du modèle peut se faire d’une façon intuitive sur chaque objectif, avec un modèle entraîné par objectif. On peut alors utiliser les fonctions de scalarisation pour calculer le fitness approximé d’une solution avec le métamodèle. Une autre approche courante consiste à générer un métamodèle scalaire directement agrégé pour chaque direction. Le choix du nombre de modèles est intimement lié à la construction de la ou des bases d’entraînement.

Enfin, les phases IV et V de génération et sélection de solutions candidates ont pour objectif de produire une solution à évaluer pour la prochaine itération de l’algorithme. Le but est de trouver les solutions les plus bénéfiques pour la progression de l’approximation du front de Pareto. Plusieurs techniques sont possibles. Le métamodèle peut simplement être utilisé pour mener une recherche interne des solutions Pareto optimales avec une stratégie évolutionnaire utilisant le métamodèle à la place de la véritable fonction objectif. BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al. distinguent alors les implémentations utilisant une stratégie complète sur un nombre fixe de générations, appelées approches par substitution, et celles utilisant une seule génération, appelées approches par filtre. Dans cette dernière configuration, l’étape de génération de solutions candidates consiste simplement à générer aléatoirement un certain nombre de mutants et à sélectionner celui ayant la meilleure valeur de fitness pour la direction courante. Parmi les résultats de la revue de BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al., il est notamment constaté que les approches par substitution donnent de meilleurs résultats que les approches par filtre. L’autre approche consiste à optimiser un indicateur, comme l’*expected improvement* (EI), comme c’est typiquement le cas dans les algorithmes assistés par processus gaussiens [28].

4.2 Démarche de définition du problème d'optimisation et de calibrage de l'algorithme à partir de l'étude des paysages de fitness

Cette section présente l'utilisation des paysages de fitness pour la définition d'un problème d'optimisation et le calibrage de l'algorithme de résolution. De manière à conserver un certain niveau de généralité, on suppose ici un problème physique (f, Ω) avec m grandeurs d'intérêt, et d variables de décision. Ce problème est de type «boîte noire» calculé par un simulateur, avec un temps de calcul supposé long. L'application au problème d'optimisation multi-objectifs du suivi de charge est présentée dans la section suivante.

Cette démarche, bien que présentée ici sous un angle purement statistique, s'accompagne de l'analyse physique des décisions prises suite à l'étude du paysage de fitness.

4.2.1 Échantillonnage de l'espace de recherche à l'aide d'une marche aléatoire uniforme

L'analyse du paysage de fitness nécessite une base de données importante sur le problème. Cette base est collectée à partir d'un échantillonnage aléatoire de l'espace de recherche à partir de marches aléatoires. Une marche aléatoire est une séquence de solutions voisines (x_0, x_1, \dots, x_l) , telles que pour tout $t \in \{1, \dots, l\}$, la solution x_t est voisine de la solution x_{t-1} .

Afin de mesurer l'impact d'une modification des paramètres sur les objectifs, on définit une marche aléatoire uniforme. Un paramètre k définit le nombre de fois que chaque paramètre est modifié pendant la marche aléatoire. La marche aléatoire uniforme est décrite dans l'Alg. 8. Un point de départ est d'abord tiré en utilisant les séquences quasi-aléatoires de Sobol, et est évalué. Puis, à chaque étape de la marche, un paramètre est modifié. La marche se termine quand tous les paramètres ont été modifié k fois. La nouvelle valeur est tirée aléatoirement dans l'ensemble :

$$\{x_i - [r(M_i - m_i)], \dots, x_i + [r(M_i - m_i)]\} \cap \{m_i, \dots, M_i\} \setminus \{x_i\} \quad (4.8)$$

où r est la plage de mutation de la marche aléatoire. La marche s'arrête lorsque toutes les entrées ont été modifiées k fois, sa longueur est donc $kd + 1$. Le nombre de variables modifiées à chaque pas est fixé à 1. Ceci permet de découpler l'effet des variations des différents paramètres sur les objectifs. Puisqu'on ne suppose pas de connaissance *a priori* du problème, la plage de mutation est la même pour toutes les variables.

Algorithme 8 : Définition de la marche aléatoire

```

1  $s \leftarrow (1, \dots, d) \times k$ ;
2 Mélanger aléatoirement la séquence  $s$ ;
3  $x^0 \leftarrow$  Tirage d'un point de départ en utilisant les séquences de Sobol;
4  $x \leftarrow x^0$ ;
5 Évaluation de  $x$ ;
6 for  $t \in \{1, \dots, kd\}$  do
7    $x_t \leftarrow$  Mutation de la variable  $s_t$  de  $x_{t-1}$ ;
8   Évaluation  $x_t$ ;
9 Return  $(x_0, \dots, x_{kd})$ 

```

La marche aléatoire uniforme est reproduite N fois afin d'explorer plusieurs points de départs. Pour chaque point de départ, 3 marches sont considérées, avec 3 valeurs différentes de la plage de mutation : 0.1, 0.25 et 0.5. Ces trois valeurs différentes permettent de « tester » le comportement de l'algorithme pour différentes valeurs de la plage de mutation.

Si l'on note t_c le temp moyen de calcul d'un point du problème, le coût total de la marche est $3(kd + 1)Nt_c$, où N est le nombre de points de départ considéré. Pour un budget de calcul donné, le choix des paramètres N et k est le résultat d'un compromis. Une grande valeur de k permet des marches plus longues et donc de définir des métriques plus intéressantes sur chaque marche, et une grande valeur de N permet de mieux couvrir l'espace de recherche en multipliant les points de départ. Pour un espace de recherche de grande dimension, une faible valeur de k semble donc plus adaptée afin d'explorer une plus grande partie de l'espace de recherche.

4.2.2 Définition du problème d'optimisation prenant en compte l'analyse de paysage de fitness

Une fois l'échantillonnage de l'espace de recherche réalisé, la première étape est de l'utiliser comme aide à la définition du problème d'optimisation, c'est-à-dire pour choisir les observables les plus pertinentes, et restreindre l'espace de décision.

4.2.2.1 Définition et normalisation de l'espace objectif

L'efficacité de l'algorithme MOEA/D est d'autant plus grande que le nombre d'objectifs est restreint. Il est donc nécessaire de sélectionner un petit nombre d'objectifs parmi les grandeurs d'intérêt. On suppose ici que toutes les grandeurs d'intérêts ont un intérêt égal.

L'analyse du paysage de fitness nous donne une méthode afin d'arbitrer entre les objectifs. On peut en effet tracer les corrélations entre les différents objectifs. Considérer deux objectifs fortement corrélés positivement semble être un gâchis de ressources, puisque minimiser l'un conduira à minimiser l'autre. De même, considérer deux objectifs fortement corrélés négativement est une perte de ressources. En effet, il suffira de retenir au moment de l'analyse du Front de Pareto que ces objectifs sont opposés. Afin d'optimiser les ressources, on se propose donc d'identifier des groupes d'observables fortement corrélées entre elles. Pour chaque groupe, on choisira une valeur d'intérêt uniquement. Ces valeurs seront les objectifs du problème. On retiendra les valeurs qui leur ont été associées pour l'analyse finale des solutions dans l'espace objectif.

L'analyse du paysage de fitness est également utile pour la normalisation de l'espace objectif. En effet, dans l'algorithme MOEA/D, la décomposition risque d'introduire une différence d'importance entre les objectifs s'ils ont des ordres de grandeur radicalement différents. Il est donc important de les normaliser. Habituellement, on se contente de diviser les valeurs de l'objectif par une valeur fixe connue *a priori*, par exemple la valeur de l'objectif pour les paramètres actuels [54]. Cependant, cette normalisation ne permet pas de prendre en compte des différences importantes de variance, qui auraient aussi pour effet de favoriser l'un des objectifs. Afin de normaliser la distribution des objectifs, on utilise la variable centrée réduite, en calculant la moyenne de l'objectif et sa variance à partir des données de l'analyse de paysage de fitness. De cette façon, on peut espérer que les objectifs normalisés auront tous les deux une moyenne de 0 et une variance de 1. Si on note μ_j et σ_j la moyenne et l'écart type de l'objectif j mesurés sur la marche aléatoire, on normalise les objectifs de la façon suivante :

$$\forall j \in \{1, \dots, m\}, f_{norm,j} = \frac{f_j - \mu_j}{\sigma_j} \quad (4.9)$$

4.2.2.2 Réduction de l'espace de décision

L'étude du paysage de fitness permet également de redéfinir plus efficacement l'espace de recherche, vis-à-vis des objectifs sélectionnés. Il est en effet possible, puisque seulement un paramètre est modifié à chaque pas, de calculer la variation des objectifs associée à chaque entrée. On définit alors l'importance du paramètre i pour l'objectif j . Étant donné l'ensemble des N marches aléatoires conduites pour échantillonner l'espace de recherche (rw_1, \dots, rw_N) , on définit l'ensemble des pas comme :

$$S = \{(x_t, x_{t-1}) \in rw_j : j \in \{1, \dots, N\}\} \quad (4.10)$$

et en particulier l'ensemble des pas liés à la variation du paramètre i :

$$S_i = \{(x_t, x_{t-1}) \in S : x_{t,i} \neq x_{t-1,i}\} \quad (4.11)$$

On peut alors définir l'ensemble des variations, pour un ensemble de pas donné X et l'objectif j :

$$\delta^j(X) = \{f_j(x_t) - f_j(x_{t-1}) : (x_t, x_{t-1}) \in X\} \quad (4.12)$$

On définit enfin l'importance du paramètre i pour l'objectif j en comparant les variations liées à i au reste des variations :

$$\text{imp}(i) = \frac{\|\delta^j(S_i)\|_2}{\|\delta^j(S)\|_2} \quad (4.13)$$

Il est alors possible de classer les leviers d'optimisation selon leur importance, et éventuellement d'éliminer des paramètres jugés peu influents sur les objectifs.

4.2.3 Calibrage de l'algorithme MOEA/D à partir de l'analyse du paysage de fitness

Une fois le problème entièrement défini, il reste à calibrer les paramètres de l'algorithme MOEA/D. Il s'agit, pour chaque entrée, de régler le taux de mutation p et la plage de mutation r , définis à la section 4.1.3.2.

On introduit pour cela deux indicateurs p_{neutre}^j et p_{grand}^j pour mesurer le nombre de variations nulles, et de grandes variations.

Le taux de variations nulles pour les variations de l'ensemble X (qui pourra au choix être $\delta^j(S)$ pour un taux global ou $\delta^j(S_i)$ pour un taux lié au paramètre i) est défini comme étant la proportion de variations nulles de l'ensemble X :

$$p_{neutre}^j(X) = 100 \times \frac{|\{\delta = 0 : \delta \in X\}|}{|X|} \quad (4.14)$$

Le taux de grandes variations est défini comme étant la proportion de variations supérieures en valeur absolue à une valeur α :

$$p_{grand}^j(X) = 100 \times \frac{|\{|\delta| > \alpha : \delta \in X\}|}{|X|} \quad (4.15)$$

Le seuil α est pris égal au décile supérieure de l'ensemble $\delta^j(S)$. Ainsi, $p_{grand}^j(\delta^j(S_i))$ mesure la probabilité qu'une variation de f_j liée à une modification du paramètre i soit dans les 10% plus grandes variations de f_j .

Il n'existe pas de règle précise pour calibrer r et p . Cependant, on peut se baser sur plusieurs heuristiques, en gardant en mémoire que ces paramètres règlent le compromis entre exploration et exploitation.

- Si une entrée génère peu de grandes variations et beaucoup de zéros, alors sa plage de mutation doit être agrandie pour compenser et permettre l'exploration.
- Inversement, si une entrée génère beaucoup de grandes variations, alors sa plage de mutation doit être réduite pour favoriser l'exploitation. Cette modification peut ralentir la phase d'exploration, on peut pour compenser augmenter son taux de mutation.

4.3 Application à l'optimisation du suivi de charge

Cette section décrit l'application de la méthode de définition et de calibrage à partir de l'étude du paysage de fitness au problème d'optimisation du pilotage des REP en suivi de charge. Le problème de base est celui du transitoire 6-18 présenté dans l'introduction. Les objectifs sont ceux présentés Sec. 2.5 et résumés dans le tableau 2.2.

On considère au départ les 8 paramètres de gestion de barres : recouvrements entre les 4 barres du GCP, vitesses maximales des 4 barres du GCP, et la bande de manœuvre du GRT. Leurs valeurs sont limitées technologiquement, comme présenté dans le tableau 3.2.

L'échantillonnage de l'espace de recherche a été effectué en utilisant les marches aléatoires uniformes avec les paramètres $N = 100$ et $k = 2$, pour un total d'environ 5000 solutions potentielles évaluées.

4.3.1 Définition du problème d'optimisation

4.3.1.1 Choix des objectifs

La première étape de la définition du problème est le choix de l'espace objectif. On s'intéresse à toutes les observables définies dans la section 2.5.

Dans un premier temps, on isole les observables liées à la stabilité axiale. Les corrélations de Pearson entre ces observables sont listées dans le tableau 4.1. Pour rappel, les grandeurs concernées sont les intégrales de l'écart en DPAX sur le transitoire complet (i), sur les pentes seulement (i_{pent}) ou les paliers seulement (i_{pal}). On considère également cet indicateur sans pondération par la puissance, c'est-à-dire l'écart en axial offset intégré sur le transitoire, i_{AO} . Enfin, en se plaçant dans l'espace de Shimazu, on regarde l'écart entre la position d'équilibre initiale du cœur et sa position à la sortie du transitoire, au retour sur le palier haut.

TABLE 4.1 – Corrélations entre les grandeurs d'intérêt liées à la stabilité axiale. Les définitions des grandeurs sont disponibles dans le tableau 2.2.

	i	i_{pent}	i_{pal}	i_{AO}	d_S
i	1.0	0.85	1.0	0.97	0.83
i_{pent}	0.85	1.0	0.84	0.89	0.81
i_{pal}	1.0	0.84	1.0	0.97	0.83
i_{AO}	0.97	0.89	0.97	1.0	0.76
d_S	0.83	0.81	0.83	0.76	1.0

Le tableau 4.1 montre que toutes ces grandeurs sont très corrélées. En particulier, on peut noter une corrélation de 0.97 entre i_{AO} et i , montrant que l'utilisation de l'axial offset ou du DPAX n'apporte pas d'information différente.

De manière plus intéressante, on constate que les corrélations entre les intégrales d'écarts sur les paliers, les pentes ou le transitoire total sont très importantes. Ainsi, cela signifie que regarder le comportement du cœur sur la descente de puissance semble suffisant pour juger de la stabilité de la nappe de puissance sur le reste du transitoire. Ce résultat est assez intuitif, puisque c'est sur la descente que la nappe de puissance est le plus perturbée. Sur le palier bas, le décalage de la nappe de puissance est lent et régulier, car lié à l'effet du xénon. Cette information permet de réduire la durée considérée du transitoire. En effet le palier haut de 18 heures est principalement utile pour regarder le retour à l'équilibre de la nappe de puissance. On se contentera désormais d'un transitoire 6-6, avec un palier haut plus court.

Enfin, le passage dans l'espace de Shimazu afin de mesurer l'écart de position du cœur ne semble pas apporter une information nouvelle. Tous ces indicateurs semblent donc pertinents pour mesurer l'instabilité axiale créée par le transitoire de puissance, et mesurent effectivement la même information. On retiendra pour la suite l'intégrale de DPAX sur le transitoire 6-6 complet, notée i .

Le tableau 4.2 présente les corrélations entre toutes les observables, une fois regroupées les observables liées à la stabilité axiale. Les observables ont été ordonnées de manière à faire ressortir les groupes d'objectifs corrélés. Des corrélations importantes apparaissent dans ce tableau. On se propose dans un premier temps de les expliquer physiquement :

- Le volume d'effluents et le nombre de pas du GRT sont corrélés très négativement. Ce résultat est parfaitement attendu puisque le GRT et le bore sont les deux moyens de contrôle du réacteur. Puisque le besoin d'insertion ou d'extraction de réactivité est globalement identique entre deux transitoires, le partage de cette réactivité entre les moyens de contrôle entraîne cette forte corrélation négative.

TABLE 4.2 – Corrélations entre les grandeurs d'intérêt du problème. Les définitions des grandeurs sont disponibles dans le tableau 2.2.

	v	N_R	C_{IPG}	ΔT	f_T	i	F_v
v	1.0	-0.75	-0.91	-0.14	0.12	-0.06	-0.01
N_R	-0.75	1.0	0.7	0.68	0.17	0.14	0.4
C_{IPG}	-0.91	0.7	1.0	0.12	-0.17	-0.02	-0.1
ΔT	-0.14	0.68	0.12	1.0	0.7	0.51	0.79
f_T	0.12	0.17	-0.17	0.7	1.0	0.83	0.72
i	-0.06	0.14	-0.02	0.51	0.83	1.0	0.58
F_v	-0.01	0.4	-0.1	0.79	0.72	0.58	1.0

- Le volume d'effluents et le critère IPG sont très négativement corrélés. Le critère IPG est meilleur quand la nappe de puissance bouge le moins possible. En utilisant uniquement du bore soluble pour contrôler la température, la nappe devrait être moins perturbée, puisque le bore a un effet moins fort sur le DPAX que le GRT.
- Le facteur de point chaud maximal et l'intégrale d'écart en DPAX sont fortement corrélés. Réduire l'écart en DPAX conduit à réduire les valeurs extrêmes de DPAX. Or ce sont ces valeurs extrêmes qui entraînent des points chauds importants, en concentrant la puissance dans une petite partie du cœur.

On distingue deux groupes d'observables corrélées entre elles. Un groupe autour du volume d'effluent, avec des corrélations négatives avec le nombre de pas du GRT et le critère IPG. On choisira pour ce groupe le volume d'effluent, critère que nous jugeons plus fondamental pour cette étude. Cependant, on retiendra lors de l'analyse du front de Pareto que les solutions avec un très faible volume d'effluents ont probablement également une utilisation accrue du GRT, avec un risque d'usure mécanique, et favorisent potentiellement la fatigue mécanique des gaines par interaction pastille-gaine.

Un deuxième groupe d'observables se détache autour de l'intégrale d'écart axial de puissance, regroupant la facteur de point chaud, le critère lié à la fluence cuve ainsi que l'écart moyen en température. Pour ce groupe l'objectif retenu est l'intégrale d'écart axial de puissance. En effet, l'écart en température moyen reste très faible pour tous les points explorés, inférieur à la bande morte de température du mode G. Ce critère semble donc peu pertinent. Pour la même raison, on ne s'intéressera pas au critère lié à la fluence cuve, car il est très proche de zéro, et souvent négatif, ce qui implique que le suivi de charge n'entraîne pas d'augmentation du flux de neutrons rapides arrivant jusqu'à la cuve. Ce résultat est en contradiction avec les travaux de [81], qui a démontré une augmentation de la fluence cuve lorsque le facteur de charge du réacteur diminue.

Concernant les deux contraintes liées à la sûreté, la marge d'arrêt et la puissance linéique maximale, les seuils limites sont dépassés pour moins de 1% des solutions échantillonnées lors des marches aléatoires. On considère donc ces événements comme rares. Il n'est donc pas nécessaire de mettre en place une stratégie élaborée de traitement des contraintes, on se contentera de rejeter les solutions concernées.

En conclusion, on retiendra pour ce problème deux objectifs : le volume d'effluents, et l'intégrale de l'écart en DPAX sur tout le transitoire, qu'on a réduit à 6 heures de palier haut. On considère également deux contraintes, la marge d'arrêt et la puissance linéique maximale, et on rejettera les solutions qui dépassent leurs seuils respectifs.

La figure 4.8 présente les solutions échantillonnées lors des marches aléatoires dans le plan objectif normalisé. La normalisation utilise la moyenne constatée et l'écart type constaté sur l'échantillonnage. Ainsi, le point (0, 0) ne correspond pas à la valeur courante mais bien à la valeur moyenne empirique. Un écart de 1 sur un des axes signifie une différence d'un écart type entre les objectifs non normalisés. L'écart type est d'environ 2 m³ pour le volume d'effluents. La valeur courante est représentée en rouge sur la figure. Elle est légèrement inférieure à la moyenne pour l'intégrale d'écart en DPAX, ce qui signifie qu'en moyenne les pilotages étudiés sont moins performants sur le déséquilibre axial de puissance. En revanche ils sont en moyenne plus performants sur le volume d'effluents. De manière générale, on note que même un petit échantillonnage aléatoire de l'espace de recherche a permis de trouver des solutions améliorant à la fois le volume d'effluents et la stabilité axiale. L'approximation du front de Pareto obtenue présente un grand nombre de points, et semble très étalée dans l'espace objectif, suggérant que le front de Pareto est également large.

4.3.1.2 Réduction de l'espace de décision

On s'intéresse désormais à l'espace de décision. La figure 4.9 présente l'importance de chaque paramètre pour les deux objectifs retenus. L'importance est définie dans l'équation 4.13. Cet indicateur permet de mesurer quels paramètres entraînent le plus de variation des objectifs. L'espace de recherche initial comporte 8 paramètres, correspondant aux paramètres de gestion des barres de contrôle (Tab.3.2), sa taille est de l'ordre de 10¹⁵

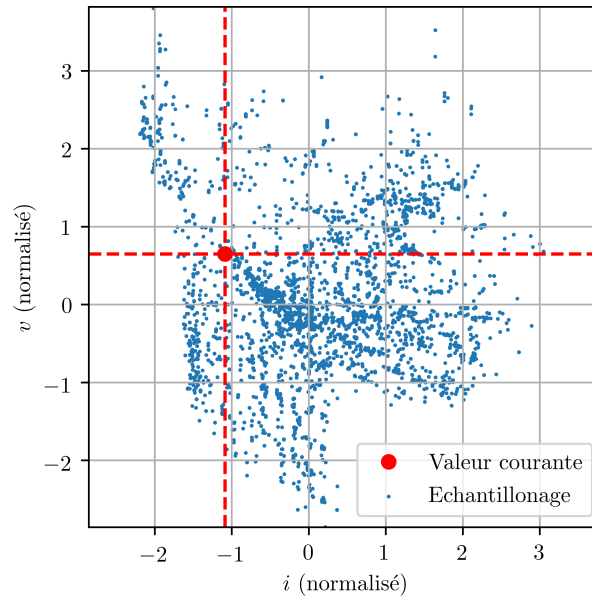


FIGURE 4.8 – Solutions échantillonnées lors des marches aléatoires dans l’espace objectif normalisé. Le volume d’effluents est en m^3 , l’intégrale d’écart en axial offset en unité arbitraire.

solutions candidates.

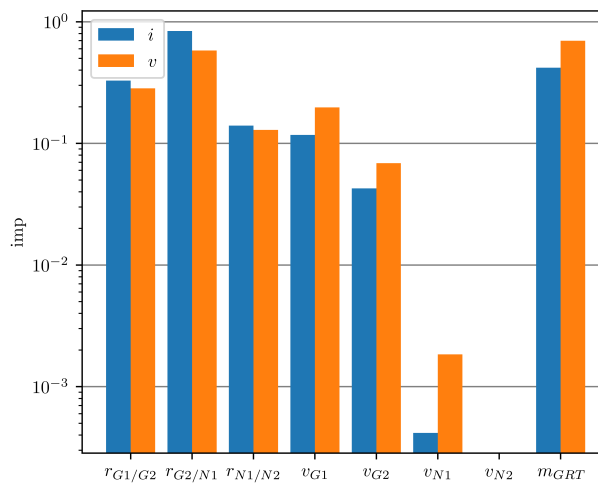


FIGURE 4.9 – Importance des paramètres pour les deux objectifs.

Les différences d’importance entre les paramètres sont hétérogènes, différentes de plusieurs ordres de grandeur. Cependant, elles sont à peu près équivalentes pour les deux objectifs. L’importance de la vitesse maximale de la barre N2 est nulle, ce qui signifie que lorsqu’on change cette vitesse, la valeur des objectifs reste systématiquement inchangée. Ce résultat s’explique par le fait que le dernier groupe du GCP n’est pas toujours insérée dans le cœur, même à 30% de la puissance nominale, en fonction des valeurs de recouvrements. Même dans le cas où elle serait insérée, on ne lui demandera jamais une grande vitesse d’insertion parce qu’elle s’insérera en même temps que la barre N1, or ces deux barres sont des barres noires, donc très absorbantes. Dès lors, peu importe la valeur de ce seuil, il ne sera jamais atteint. La faible variation des objectifs due aux modifications de la vitesse maximale de N1 peut être expliquée par le même argument.

Au vu des importances extrêmement faibles des objectifs suite aux variations de ces deux paramètres, on décide de les exclure de l’espace de recherche. On se ramène ainsi à un espace à 6 dimensions, de taille approximative 10^{13} .

4.3.2 Calibrage des paramètres de mutation à partir de l'analyse du paysage de fitness

L'objectif de cette section est de régler la valeur du taux de mutation et de la plage de mutation de l'algorithme MOEA/D pour chaque entrée. La première donnée disponible est la variation des objectifs due à chaque paramètre, donnée Fig. 4.9. On peut également s'intéresser aux taux de variations nulles, globales en fonction de la valeur de la plage de mutation (Tab. 4.3) ou par paramètre (Fig. 4.10).

Le pourcentage de variations nulles décroît lorsque la plage de mutation augmente, ce qui est un résultat intuitif (Tab. 4.3). Pour le volume d'effluents, il passe de 43 à 34%, et pour l'intégrale d'instabilité axiale, de 42 à 35%. Cependant, même en ayant retiré les paramètres inutiles v_{N1} et v_{N2} , ce taux est toujours très élevé, indiquant la présence de plateaux importants pour les deux objectifs dans le paysage de fitness. Ces plateaux sont la conséquence des seuils introduits par la définition des paramètres de gestion de barre. Par exemple, pour les recouvrements, si une barre du GCP n'est pas utilisée dans le transitoire, alors son recouvrement peut prendre n'importe quelle valeur. De même, si les vitesses maximales des barres du GCP sont grandes et que ces barres sont peu sollicitées, les vitesses peuvent changer sans impacter le transitoire.

TABLE 4.3 – Pourcentage de variations nulles, en excluant les entrées v_{N1} et v_{N2} , pour différentes valeurs de r .

	i	v
$r = 0.1$	42	43
$r = 0.25$	38	38
$r = 0.5$	35	34

Ces plateaux importants confirment la nécessité d'un algorithme fortement exploratoire, comme constaté par MUNIGLIA[54]. Ceci confirme intuitivement son observation qu'une taille de voisinage de directions la plus grande possible, comprenant toutes les directions, est le meilleur réglage pour cet algorithme. Ce résultat est discuté dans la section 4.3.4. De même, il encourage à utiliser une grande valeur pour la plage de mutation, on considèrera donc pour l'instant une plage de mutation uniforme à 0.5.

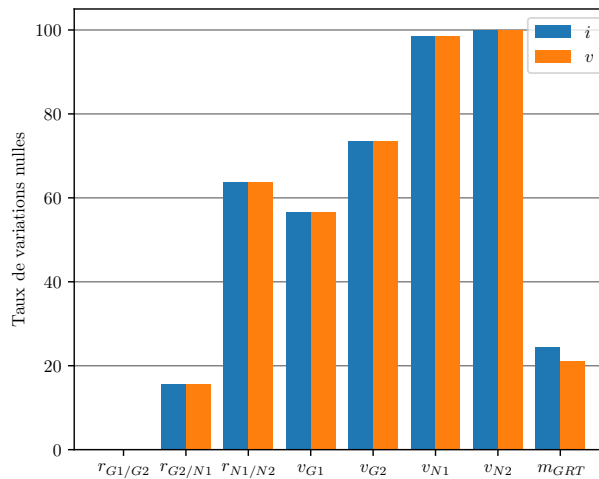


FIGURE 4.10 – Pourcentage de variations nulles en fonction des objectifs et des paramètres, tel que défini Eq. 4.14.

La figure 4.10 donne le détail des taux de variations nulles selon les objectifs et les paramètres agrégés pour les différentes valeurs de r . Ce taux est effectivement proche de 100% pour les paramètres v_{N1} et v_{N2} conformément aux résultats précédents.

Le premier paramètre, le recouvrement entre les deux premiers groupes ne génère pas de variations nulles, puisque les deux premiers groupes sont toujours utilisés dans le transitoire. C'est en grande partie également le cas pour le recouvrement entre le deuxième et le troisième groupe du GCP. La bande de manœuvre du GRT contrôle les limites de déplacement du GRT dans le cœur. Lors d'un transitoire très sollicitant comme celui étudié ici, ces limites sont presque toujours atteintes, si bien que le taux de variation nulles est également faible.

La figure 4.11 donne le pourcentage de grandes variations. Une grande variation est définie comme les 10% plus grandes variations constatées, positives ou négatives. Plus de la moitié de ces grandes variations est due à des modifications du recouvrement entre les barres G2 et N1 ou de la bande de manœuvre du GRT. Ces

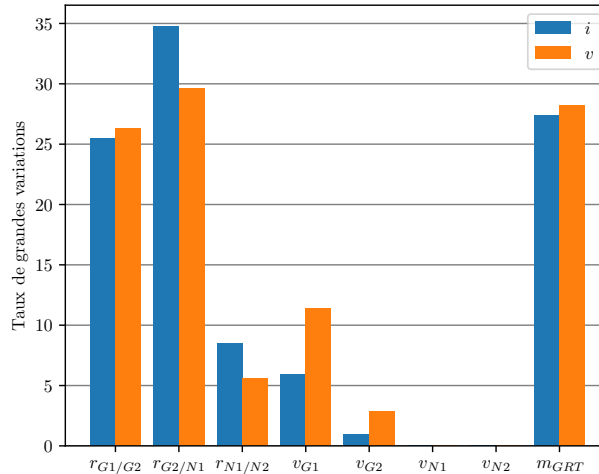


FIGURE 4.11 – Pourcentage de grandes variations (10 % meilleures variations) pour chaque paramètre et chaque objectif, tel que défini Eq. 4.15.

paramètres contrôlent la façon dont les barres noires du groupe G2 et du GRT, les plus absorbantes, sont insérées dans le cœur. Ces barres ont un effet plus important que les barres grises sur le flux, il est donc normal que ces paramètres influencent davantage les objectifs. Cette observation, combinée au fait que ces paramètres génèrent peu de variations nulles, nous conduise à utiliser pour ces paramètres une plage de mutation réduite à 0.25. Ce résultat peut s'interpréter comme le fait que les paramètres gérant les barres noires du groupe G2 et du GRT doivent être ajustés plus finement que les autres car ils provoquent de plus grandes variations des performances.

Cependant, puisque ces paramètres sont apparemment les plus sensibles, il semble également intéressant de les muter plus souvent, de façon à permettre à l'algorithme de tester le plus de configurations possibles pour ces deux paramètres. L'étape précédente consistait à mettre l'accent sur l'exploitation, cette nouvelle étape redonne de l'importance à l'exploration.

On se propose donc de considérer trois jeux de paramètres. Le premier, dit "BASE", avec des paramètres de mutation uniformes, une plage de mutation $r = 0.5$ et un taux de mutation $p = 1/6$, assurant que l'espérance du nombre de paramètres modifiés est de 1. Un deuxième jeu de paramètres pour lequel le taux de mutation est uniforme et la plage de mutation est réduite à 0.25 pour les paramètres $r_{G2/N1}$ et m_{GRT} . Ce jeu de paramètres est par la suite appelé "PLAGE". Enfin, un troisième jeu de paramètres pour lequel le taux de mutation est plus important pour les paramètres $r_{G2/N1}$ et m_{GRT} , et leur plage de mutation est réduite. On choisit un taux de mutation valant deux fois celui des autres paramètres, tout en conservant l'espérance du nombre de paramètres modifiés à un. Ce jeu de paramètres est par la suite appelé "TAUX". Les valeurs de la plage de mutation et du taux de mutation pour chaque jeu de paramètres et chaque entrée sont résumées dans le tableau 4.4

TABLE 4.4 – Valeurs des paramètres de mutation p et r pour les différentes entrées en fonction du jeu de paramètres de mutation.

	Paramètres					
	BASE		PLAGE		TAUX	
	r	p	r	p	r	p
$r_{G1/G2}$	0.5	0.17	0.5	0.17	0.5	0.13
$r_{G2/N1}$	0.5	0.17	0.25	0.17	0.25	0.25
$r_{N1/N2}$	0.5	0.17	0.5	0.17	0.5	0.13
v_{G1}	0.5	0.17	0.5	0.17	0.5	0.13
v_{G2}	0.5	0.17	0.5	0.17	0.5	0.13
m_{GRT}	0.5	0.17	0.25	0.17	0.25	0.25

4.3.3 Analyse des performances de l'algorithme calibré

L'évaluation des performances de ces 3 jeux de paramètres doit être faite dans des conditions massivement parallèles, pour être proches des conditions normales de fonctionnement de l'algorithme, qui correspondent ici

à 3024 cœurs pendant 24 heures³. De plus, chaque jeu de paramètres doit être testé plusieurs fois afin d’obtenir une statistique robuste à la variance liée aux mutations aléatoires et à l’initialisation. Chaque jeu de paramètres est évalué sur 5 runs de 5 heures sur 1024 processeurs. Chaque run devrait calculer environ 30 000 solutions, soit environ 150 solutions par direction, un nombre équivalent à 40 générations. Les calculs sont effectués sur le TGCC (Très Grand Centre de Calcul) au CEA, sur des processeurs SKL Irene Intel Xeon 8168 2.7GHz, dans le cadre du projet GENCI.

Les paramètres de l’algorithme qui n’ont pas été calibrés par la marche aléatoire, c’est à dire le nombre de directions, la taille du voisinage ainsi que la fonction de scalarisation sont réglées sur les valeurs préconisées sur ce problème par MUNIGLIA [54], à savoir 200 directions, un voisinage égal au nombre de directions, et une scalarisation de Chebyshev. L’influence de la taille du voisinage est étudiée dans la section 4.3.4.

4.3.3.1 Comparaison à l’algorithme G-SEMO

De manière à s’assurer que l’approche MOEA/D est adaptée au problème, on se propose ici de comparer les performances de l’algorithme AMW-MOEA/D avec les paramètres de mutation BASE à l’algorithme G-SEMO, qui est basé sur la définition du front de Pareto (Voir Alg. 4). On utilise une version parallèle de l’algorithme G-SEMO, utilisant le même opérateur de mutation que l’algorithme AMW-MOEA/D.

La figure 4.12 donne l’évolution de l’hypervolume pour les runs de l’algorithme G-SEMO et ceux de l’algorithme AMW-MOEA/D avec les paramètres de mutation BASE. La phase d’initialisation est identique pour les deux algorithmes, mais la phase de recherche est plus efficace avec l’algorithme AMW-MOEA/D. Ceci confirme l’intérêt de l’approche multi-objectifs par décomposition pour ce problème.

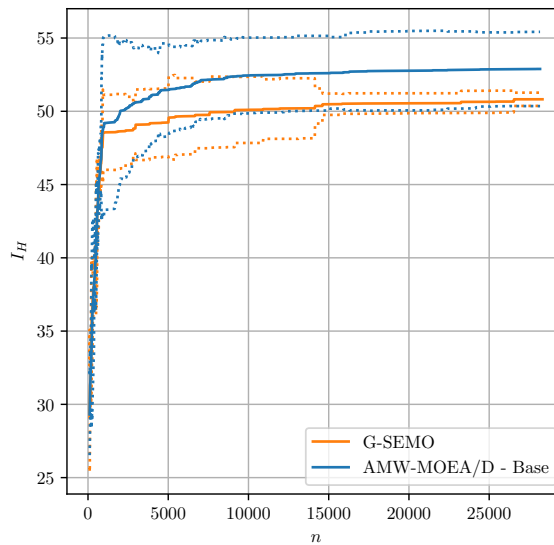


FIGURE 4.12 – Évolution de l’hypervolume comparée entre l’algorithme G-SEMO et l’algorithme AMW-MOEA/D - BASE. La ligne pleine présente l’hypervolume moyen en fonction du nombre de solutions évaluées. La ligne pointillée donne l’intervalle de confiance.

Cet écart de performance peut s’expliquer par la non homogénéité de la recherche du front de Pareto en fonction de la direction. En effet, si par exemple l’algorithme trouve beaucoup de solutions dans l’archive dans une partie de l’espace objectif, ces solutions, plus nombreuses, vont être tirées plus souvent par l’algorithme G-SEMO, qui va donc favoriser la recherche dans les directions pour lesquelles de nombreuses solutions sont disponibles dans l’archive. En revanche, l’algorithme AMW-MOEA/D conserve en mémoire une solution par direction, de manière à ne pas favoriser une direction plus que les autres.

4.3.3.2 Performances de l’algorithme AMW-MOEA/D calibré

Les approximations du front de Pareto obtenus avec les trois jeux de paramètres sont présentés Fig. 4.13. Les approximations semblent globalement continues, avec une discontinuité dans les directions centrales. Cette discontinuité n’est pas explorée par tous les runs, mais tous les jeux de paramètres y ont trouvé des points. Il semble cependant que le jeu PLAGÉ en trouve plus que les autres. Il ne semble pas y avoir de différences

3. Ceci correspond à la limite haute d’utilisation du cluster de calcul.

majeures dans les fronts de Pareto trouvés par les différents jeux de paramètres, excepté pour les faibles valeurs du volume d'effluents, pour lesquelles le jeu BASE semble plus à même de trouver les valeurs extrêmes de v . À l'exception de cette différence, la seule étude visuelle des approximations du front de Pareto ne permet pas de conclure quant aux performances relatives des différents jeux de paramètres. La figure 4.14 donne l'évolution de l'hypervolume entre la fin de l'initialisation et la fin du run. La moyenne de l'augmentation d'hypervolume pour les trois jeux de paramètres est statistiquement identique. On peut noter cependant une plus grande incertitude sur l'hypervolume avec les paramètres de base.

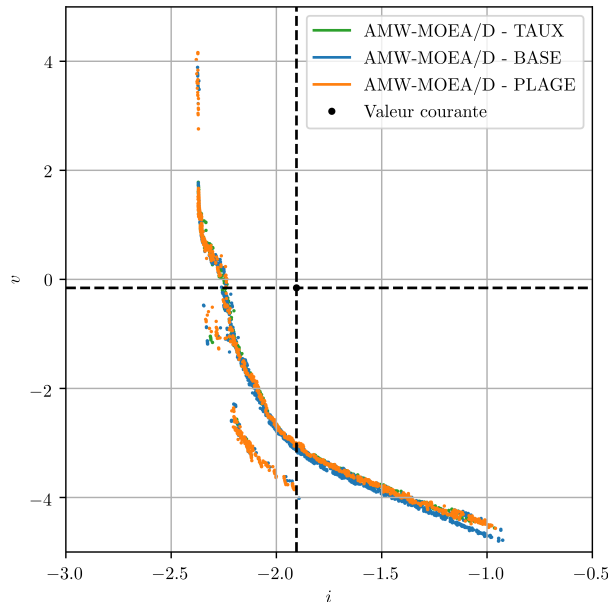


FIGURE 4.13 – Approximations du front de Pareto pour les différents runs de l'algorithme AMW-MOEA/D avec les paramètres de mutation BASE, PLAGE et TAUX.

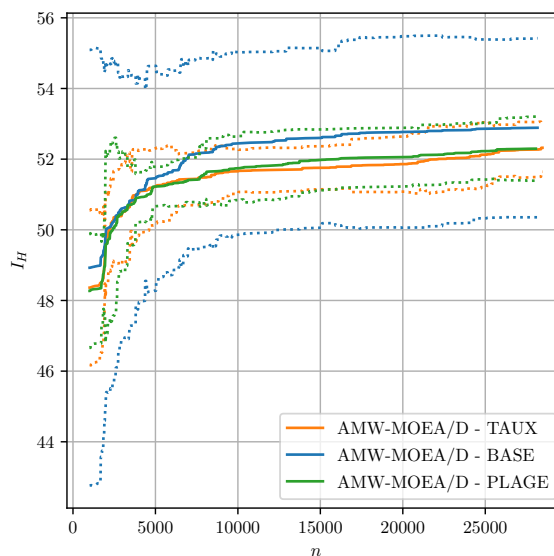


FIGURE 4.14 – Évolution de l'hypervolume comparée de l'algorithme AMW-MOEA/D avec les paramètres de mutation BASE, PLAGE et TAUX. La ligne pleine présente l'hypervolume moyen en fonction du nombre de points évalués. La ligne pointillée donne l'intervalle de confiance.

De façon à regarder des indicateurs de performances plus locaux, on s'intéresse à la proportion de solutions dominantes générées par chaque jeu de paramètre, et à l'épsilon dominance des fronts générés sur les autres. De manière à pouvoir comparer deux jeux de paramètres, chacun comportant plusieurs runs, on ne s'intéresse

désormais plus à la moyenne pour chaque jeu de paramètres, mais à la moyenne des comparaisons 2 à 2 des fronts générés avec ces paramètres. Si on note $\varepsilon_d(FP, FP_r)$ l' ε -dominance du front FP sur le front FP_r , on définit l'épsilon dominance de l'ensemble de fronts A sur l'ensemble de fronts B comme étant :

$$\varepsilon_d(A, B) = \frac{1}{|A||B|} \sum_{i=1}^{|A|} \sum_{j=1}^{|B|} \varepsilon_d(A_i, B_j) \quad (4.16)$$

De la même manière, si on note $p_d(FP, FP_r)$ le taux de solutions de FP non dominées par les solutions de FP_r , on définit pour deux ensembles de fronts A et B :

$$p_d(A, B) = \frac{1}{|A||B|} \sum_{i=1}^{|A|} \sum_{j=1}^{|B|} p_d(A_i, B_j) \quad (4.17)$$

Ces deux indicateurs permettent de comparer deux jeux de paramètres entre eux. On peut les interpréter comme suit :

- $\varepsilon_d(A, B)$ est l'espérance de l' ε -dominance d'un front généré avec les paramètres A sur un front généré avec les paramètres B .
- $p_d(A, B)$ est l'espérance de la proportion de solution d'un front généré avec les paramètres A dominant celles d'un front généré avec les paramètres B .

Le meilleur jeu de paramètres sera donc celui qui a la meilleure proportion de solutions non dominées, et la plus faible ε -dominance. L'équation $p_d(A, B) = 1 - p_d(B, A)$ est vraie.

TABLE 4.5 – Comparaison des performances des jeux de paramètres TAUX et BASE. La p-valeur indiquée est le résultat d'un test t de Welch.

	BASE	TAUX	p-valeur
p_d	65.7	34.3	0.0
ε_d	0.091	0.10	0.193

TABLE 4.6 – Comparaison des performances des jeux de paramètres PLAGE et BASE. La p-valeur indiquée est le résultat d'un test t de Welch.

	BASE	PLAGE	p-valeur
p_d	55.3	44.7	0.047
ε_d	0.14	0.096	0.003

Les résultats de la comparaison entre les jeux PLAGE et BASE est donnée dans le tableau 4.6, et ceux de la comparaison entre les jeux TAUX et BASE dans le tableau 4.5. Pour chaque case, on lit la valeur de l'indicateur pour le jeu de la colonne, par rapport à l'autre. Dans la troisième colonne, on peut lire la p-valeur obtenue par un test t de Welch [84]. Le choix de ce test est motivé par les variances très différentes observées sur la Fig. 4.14 sur l'hypervolume. Le test t de Welch est une variante du test de Student qui ne suppose pas l'égalité des variances. Il est également efficace y compris sur de petits échantillons.

On s'intéresse d'abord à la comparaison entre les jeux BASE et PLAGE. Les fronts obtenus avec les paramètres de base fournissent légèrement plus de solutions non dominées, et la différence des moyennes est statistiquement significative selon le test t. Cependant, les fronts obtenus avec le jeu PLAGE ont tendance à avoir une meilleure ε -dominance. La différence dans le nombre de solutions non dominées semble venir de la zone des faibles volumes d'effluents. Comme constaté sur la figure 4.13, dans cette zone les fronts du jeu BASE semblent dominer les deux autres jeux de paramètres, fournissant ainsi un grand nombre de solutions non dominées. Cependant, les fronts restent proches dans cette zone, donc cet effet ne se constate pas sur l' ε -dominance. La différence d' ε -dominance en faveur des approximations de fronts du jeu PLAGE semble venir de la zone centrale, elle aussi constatée sur la figure 4.13. On peut faire l'hypothèse que les fronts du jeu BASE ont plus de difficulté à trouver cette discontinuité dans le front de Pareto, et donc qu'ils sont assez éloignés des approximations de front du jeu PLAGE qui la trouvent plus souvent.

Afin de vérifier cette hypothèse, on utilise un indicateur géométrique, l'EAF pour Empirical Atteintment Function (voir Sec. 4.1.1). La différence d'EAF entre les jeux de paramètres BASE et PLAGE est tracée sur la figure 4.15. Une différence positive signifie que l'EAF est plus élevée pour les paramètres BASE. Les deux observations précédentes semblent validées : la différence d'EAF est effectivement en faveur des paramètres

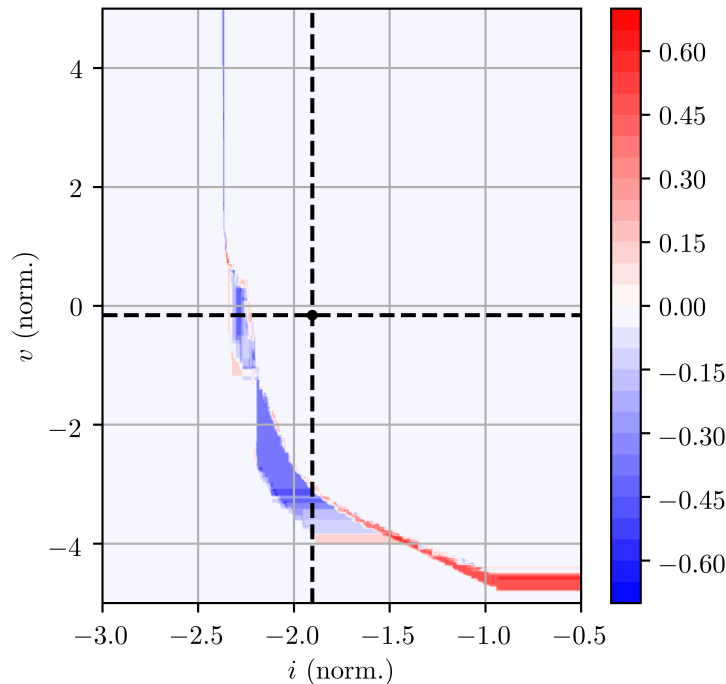


FIGURE 4.15 – Différence d’EAF entre les jeux de paramètres BASE et PLAGE. Une valeur positive indique que l’EAF est plus élevée pour les paramètres BASE.

de base pour les directions extrêmes correspondant aux faibles valeurs de volume d’effluents, et en faveur des paramètres PLAGE pour les directions centrales, correspondant à la discontinuité repérée sur la figure 4.13. La différence d’EAF est significative, entre 0.3 et 0.4 dans certaines zones. La probabilité pour les jeux PLAGE d’atteindre la discontinuité centrale est de 0.3. On ne peut donc pas dire que le jeu PLAGE permet à chaque fois d’atteindre ces solutions, mais la probabilité de le faire est significativement plus élevée.

On s’intéresse désormais au jeu de paramètres TAUX, dont les résultats sont donnés dans le tableau 4.5. La différence entre le jeu PLAGE et le jeu TAUX est l’augmentation du taux de mutation pour les paramètres jugés plus importants. Le tableau 4.5 montre que ce réglage n’est pas performant. En effet, le jeu BASE fournit significativement plus de solutions non dominées, sans pour autant que le jeu TAUX compense par une meilleure ε -dominance. L’étude de l’EAF (Fig. 4.16) confirme que la probabilité d’atteindre la discontinuité en modifiant plus souvent les paramètres importants n’est pas plus élevée.

Cette observation semble confirmer que, puisque l’algorithme est déjà fortement exploratoire, il est intéressant de lui redonner une capacité d’exploitation en réduisant les plages de variation de certains paramètres, mais pas de renforcer l’exploration en leur permettant d’être mutés plus régulièrement.

On retiendra de ces comparaisons que le réglage PLAGE, réduisant la plage de variation des paramètres produisant beaucoup de grandes variations, permet d’améliorer les performances de l’algorithme pour les directions centrales. En revanche, il dégrade légèrement les performances dans la zone des très faibles volumes d’effluents. Cette zone est physiquement moins intéressante, si l’on garde en tête les corrélations entre les observables du suivi de charge. En effet, le volume d’effluent est négativement corrélé au critère IPG et au nombre de pas du GRT, ainsi, on aura tendance à privilégier des solutions présentant un meilleur compromis, et non des valeurs extrêmes de v . On retiendra donc le réglage PLAGE pour le reste de ces travaux.

4.3.4 Influence de la définition du voisinage

L’étude des différents réglages des paramètres de mutation a montré que les différences de comportement de l’algorithme étaient minimales. Ce résultat semble lié au caractère très exploratoire de l’algorithme, et notamment à la taille importante du voisinage. On se propose ici de vérifier cette hypothèse, et d’étudier le comportement de l’algorithme pour un plus petit voisinage entre directions.

La taille du voisinage jusqu’ici considérée est égale au nombre de directions. Ce résultat provient des travaux de MUNIGLIA [54], qui a constaté de meilleurs résultats avec un grand voisinage, pour le même problème, avec un simulateur sensiblement différent.

Le fait que la plupart des solutions améliorantes ne viennent pas de la solution courante pourrait expliquer la

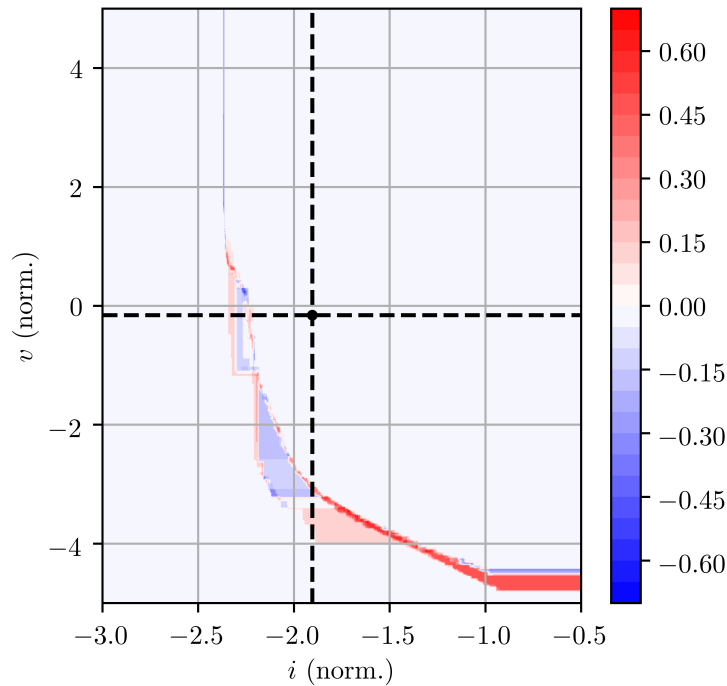


FIGURE 4.16 – Différence d'EAF entre les jeux de paramètres BASE et TAUX. Une valeur positive indique que l'EAF est plus élevée pour les paramètres BASE.

faible influence des paramètres de mutation. Ainsi les améliorations seraient principalement dues au «brassage» des solutions, et non à la qualité de la mutation. Pour vérifier cette hypothèse, on trace l'histogramme de la distance entre la direction courante et la direction dont vient la solution améliorante pour chaque solution améliorante reçue par une direction (Fig. 4.17). On trace également la distance de Hamming⁴ entre la solution courante et la solution améliorante pour toutes les solutions améliorantes (Fig. 4.18).

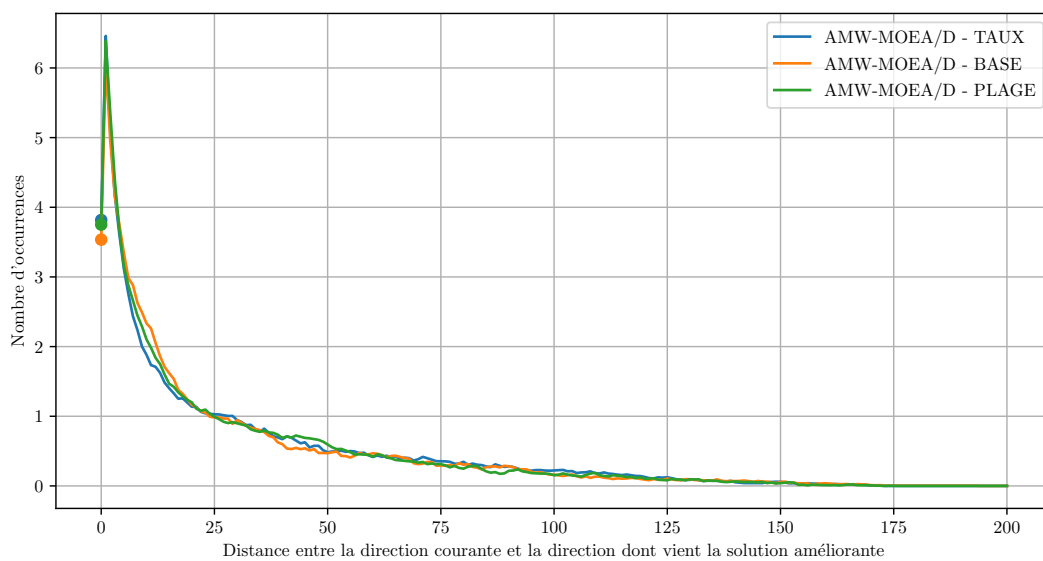


FIGURE 4.17 – Histogramme de la distance entre la direction courante et la direction dont vient la solution améliorante pour chaque solution améliorante reçue par une direction, pour tous les runs considérés.

La répartition des distances entre directions lors d'une amélioration confirme le rôle important du voisinage.

4. La distance de Hamming entre deux solutions est le nombre de paramètres différents entre les deux solutions.

La médiane des distances est proche de 17. Ces envois nombreux signifient que la solution améliorante est très rarement un mutant de la solution courante (moins de 1% des cas). Ainsi, la diversité de la population de départ semble être plus importante pour le bon fonctionnement de l'algorithme que les paramètres de mutation eux-mêmes.

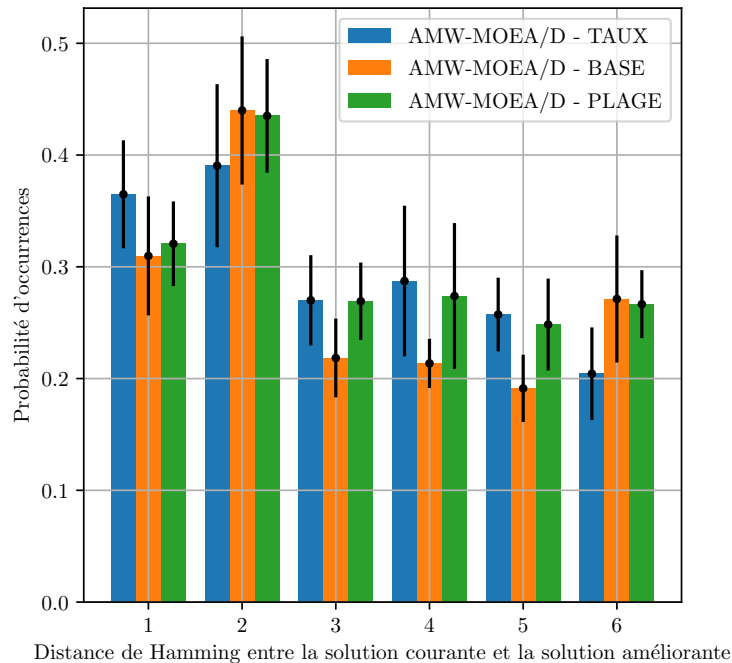


FIGURE 4.18 – Histogramme de la distance de Hamming entre la solution courante et la solution améliorante pour toutes les solutions améliorantes. La valeur donnée est la moyenne sur les différents runs. Les barres noires représentent l'écart type entre les différents runs.

La figure 4.18 confirme que les solutions améliorantes sont très différentes des solutions courantes, avec une espérance de distance bien supérieure à 1. On remarque qu'il n'y a pas de différence notable entre les jeux de paramètres BASE, TAUX et PLAGE. Ceci est cohérent avec le fait que les performances de l'algorithme sont proches pour les trois réglages à première vue.

On se propose de regarder l'influence sur le comportement de l'algorithme d'une variation de la taille du voisinage T . Le comportement de l'algorithme est étudié pour les valeurs $T = 15$, correspondant environ à la médiane des distances d'envoi, de façon à couper la moitié environ des communications, $T = 5$ correspondant à environ 90% des communications empêchées, et le cas extrême $T = 0$, pour lequel les directions travaillent de manière indépendante, avec ses propres processeurs. Pour tous ces runs, les réglages BASE des paramètres de mutation sont utilisés.

Le résultat des comparaisons est disponible dans le tableau 4.7. Le gain du passage de $T = 0$ à $T = 5$ est très net, pour les deux indicateurs, confirmant l'intérêt de la communication entre directions. De même, le gain est net pour le passage de $T = 5$ à $T = 15$, confirmant l'intérêt d'un algorithme exploratoire.

Cependant, aucun gain n'est visible pour le passage de $T = 15$ à $T = 200$. La différence en faveur du cas $T = 200$ n'est pas statistiquement significative. L'étude géométrique dans l'espace objectif ne permet pas non plus de différencier les deux réglages.

Une étude plus complète consisterait à essayer les différents réglages et pas uniquement le réglage BASE pour ces différentes valeurs du voisinage, afin de vérifier précisément si les paramètres de mutation ont plus d'impact pour un plus faible voisinage. Cependant, nous jugeons cette étude trop coûteuse en temps de calcul. On retiendra donc que les performances de l'algorithme pour ce problème sont meilleures avec un algorithme fortement exploratoire, donc avec un voisinage important. Cependant, cet effet a un seuil, puisqu'il s'atténue complètement pour un voisinage supérieur à 15.

TABLE 4.7 – Performances de l’algorithme en fonction de la taille du voisinage, en comparaison à la valeur précédente.

	$T = 0$	$T = 5$	p-valeur
p_d	21.9	78.1	0.00
ε_d	0.07	0.03	0.01
	$T = 5$	$T = 15$	p-valeur
p_d	44.1	55.9	0.04
ε_d	0.10	0.04	0.00
	$T = 15$	$T = 200$	p-valeur
p_d	44.5	55.5	0.09
ε_d	0.09	0.08	0.74

4.4 Analyse physique des pilotages optimisés

On s’intéresse ici aux résultats finaux de l’algorithme AMW-MOEA/D avec les réglages calibrés par l’étude du paysage de fitness. Les résultats finaux sont obtenus avec 5 runs de l’algorithme en conditions d’exploitation maximale des ressources de calcul, 3024 processeurs fonctionnant en parallèle pendant 12 heures. L’approximation du front de Pareto finale est donnée figure 4.19. Cette approximation est recalculée à partir des résultats combinés des 5 runs.

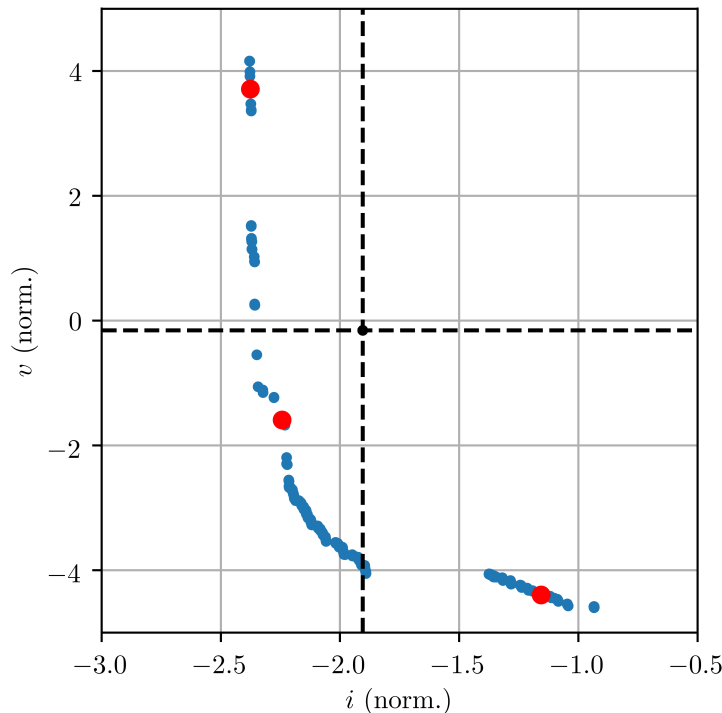
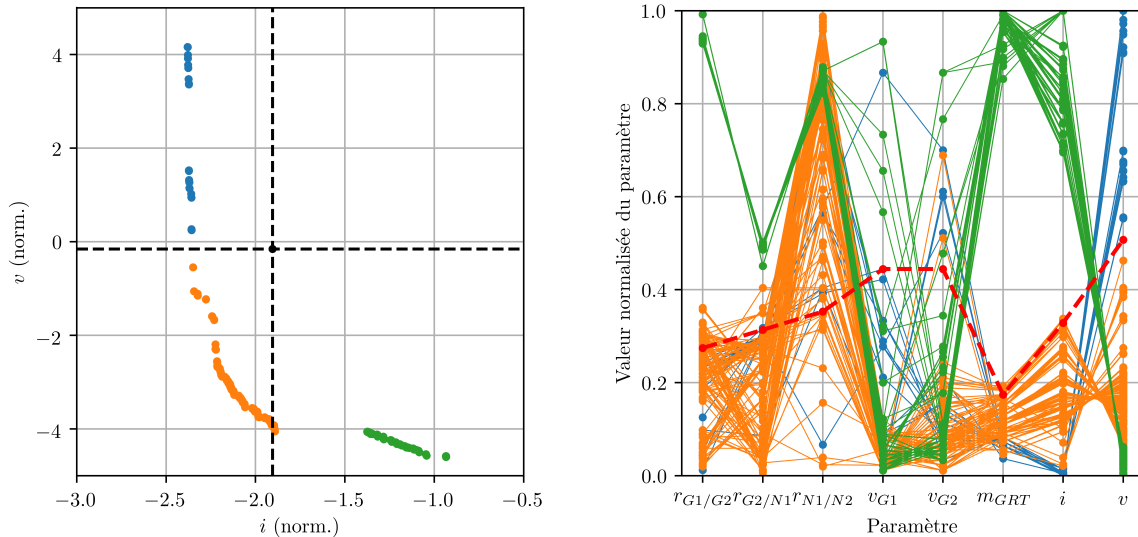


FIGURE 4.19 – Approximation du front de Pareto obtenue avec l’algorithme AMW-MOEA/D. La valeur courante des objectifs est donnée en noir. Les points rouges seront étudiés dans la section 4.4.2.

On peut distinguer trois principaux groupes de solutions : les solutions générant un très faible volume d’effluents, avec une grande instabilité axiale, les solutions générant beaucoup d’effluents, mais avec une très bonne stabilité axiale, et enfin un groupe de solutions permettant un compromis entre les deux objectifs, tout en les améliorant tous les deux. On s’intéresse d’abord à une analyse statistique des paramètres de gestion de barres de ces solutions optimales. On s’intéresse ensuite à l’étude de 3 transitoires, correspondant aux solutions marquées en rouge sur la figure 4.19.



(a) Solutions du front de Pareto dans l'espace objectif. Les valeurs courantes sont données en noir.

(b) Solutions du front de Pareto en coordonnées parallèles selon leurs paramètres. Les paramètres sont normalisés linéairement entre 0 et 1. Les valeurs courantes sont données en rouge.

FIGURE 4.20 – Répartition des solutions du front de Pareto dans l'espace de décision. Le code couleur est défini sur la figure de gauche et reporté sur la figure de droite.

4.4.1 Analyse des paramètres de gestion performants

Les 387 solutions du front de Pareto approximé sont tracées en coordonnées parallèles sur la figure 4.20. Pour plus de clarté, les solutions ont été séparées en 3 groupes : les solutions à faible i et haut v , en bleu, les solutions à faible v et haut i , en vert, et les solutions offrant un compromis plus équilibré en orange.

Les solutions aux bons volumes d'effluents, en vert, sont très différentes des deux autres groupes. La différence principale réside dans la plus forte utilisation du GRT. La bande de manœuvre est importante, presque à sa valeur maximale. Intuitivement, ce réglage permet effectivement de moins se reposer sur le bore soluble pour passer le pic xénon. Il semble donc logique que ces solutions existent. Elles présentent également comme différence importante un très fort recouvrement entre G1 et G2, signifiant que les deux premiers groupes sont insérés en même temps au début du transitoire.

Les solutions oranges, offrant un bon compromis, tout en améliorant les deux objectifs, ne se reposent pas sur une utilisation accrue du GRT pour réduire le volume d'effluents. Au contraire, elles utilisent une plus faible bande de manœuvre que le réglage courant. Le recouvrement entre G1 et G2 est en moyenne plus faible que le réglage initial pour ces solutions, ainsi que le recouvrement entre G2 et N1, retardant ainsi l'insertion des barres noires du groupe N1, perturbant le flux de manière importante. Toutes ces solutions présentent la particularité de limiter fortement la vitesse de déplacement des barres du GCP, créant un retard sur la courbe G3. On peut interpréter ce retard comme étant une correction de la courbe G3 permettant de prendre en compte le xénon, éliminé du calcul du calibrage. Dans cette configuration, le GCP est en retard par rapport à sa consigne sur toute la phase de baisse de puissance, créant un excédent de réactivité, qui est compensé par l'apparition progressive du xénon, si bien que l'effet est nul sur la température moyenne.

Les solutions bleues, offrant les meilleures performances pour l'instabilité axiale sont assez proches des solutions oranges, et utilisent une bande de manœuvre du GRT encore plus réduite, ce qui est également intuitif.

Il est intéressant de noter que les solutions permettant d'améliorer soit le volume d'effluents au détriment de la stabilité axiale soit la stabilité axiale au détriment du volume d'effluents sont assez intuitives, et sont principalement obtenues en modifiant de manière importante la bande de manœuvre du GRT. Cependant, même si les solutions offrant un bon compromis peuvent être expliquées *a posteriori*, elles ne sont pas intuitives, justifiant l'intérêt de la démarche d'optimisation.

4.4.2 Étude de quelques transitoires performants

On se propose ici de regarder l'allure des transitoires pour quelques solutions choisies du front de Pareto, indiquées en rouge sur la figure 4.19. Les valeurs correspondant des paramètres de barres sont données dans le

tableau 4.8.

TABLE 4.8 – Paramètres de pilotage des solutions étudiées

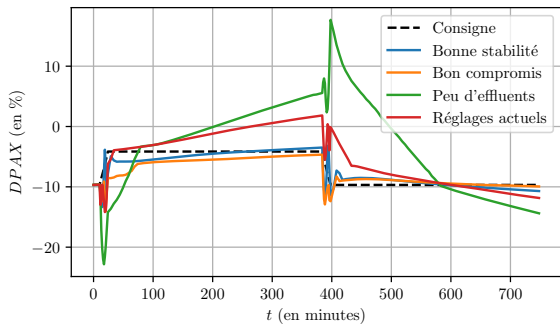
	$r_{G1/G2}$	$r_{G2/N1}$	$r_{N1/N2}$	v_{G1}	v_{G2}	m_{GRT}
Réglages courant	70	80	95	60	60	27
Bonne stabilité	11	76	218	27	34	15
Bon compromis	91	50	206	22	82	13
Peu d'effluents	240	124	223	21	26	117

La figure 4.21 donne l'allure des différents transitoires, concernant le DPAX, la concentration en bore, la température moyenne du fluide primaire et la position du GRT. Concernant la température, on se concentre sur la remontée en puissance pour plus de lisibilité.

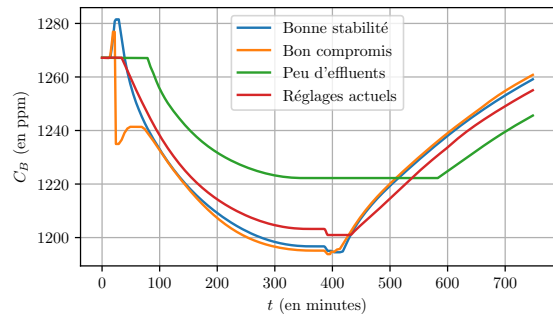
Le gain en DPAX des solutions présentant un bon compromis et une bonne stabilité est évident. La dérive du DPAX sur les paliers, liée à l'évolution du xénon est presque entièrement compensée par le placement des barres et une dilution plus importante.

Le gain en volume d'effluents de la solution n'est pas évident à observer sur le graphe 4.21b pour la solution offrant un bon compromis. En effet, la concentration en bore minimale est légèrement inférieure à celle des réglages courant, montrant donc qu'on utilise plus de bore que dans le transitoire actuel. Cependant, la dilution est légèrement retardée avec une dilution importante au départ, mais utilisant générant peu d'effluents puisque la concentration de bore est importante, donc plus facile à modifier. La dilution reprend ensuite un rythme normal pour suivre l'évolution du xénon. Cet effet est plus visible sur la courbe du volume d'effluents cumulé au cours du transitoire (Fig. 4.21e).

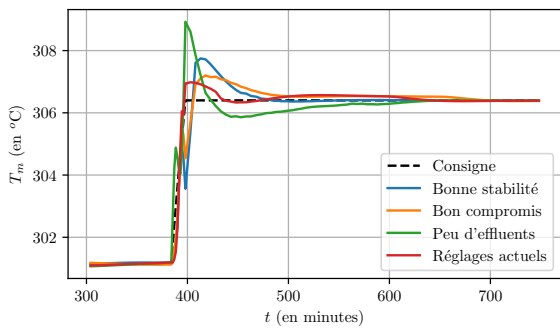
La solution générant peu d'effluents utilise massivement le GRT. La bande de manœuvre pour cette solution est maximale, ce qui signifie que lorsque le totalisateur vaut 0, le GRT est complètement extrait du cœur, ce qui est le cas sur la majeure partie du palier bas. Ceci permet de passer le pic xénon avec moins de bore que les autres transitoires. Cependant, cela se traduit par une forte incursion dans les DPAX positifs, sortant le réacteur de la zone de pilotage autorisée sur le diagramme de pilotage (Fig. 4.21f). Arrivé sur le palier haut, la borication n'est pas immédiate, puisque le GRT peut s'insérer de manière importante dans le cœur. On constate cependant qu'il n'utilise pas l'intégralité de sa bande de manœuvre, afin de ne pas aggraver la dérive de l'axial offset, qui diminue fortement sur cette partie du transitoire. Il sature donc, et le bore prend le relais, si bien qu'il ne s'insère pas beaucoup plus dans le cœur qu'avec les autres réglages. Ainsi, ce pilotage n'est pas viable du fait des valeurs très positives que prend le DPAX à la remontée en puissance. Cependant, il est instructif quand à la gestion du bore.



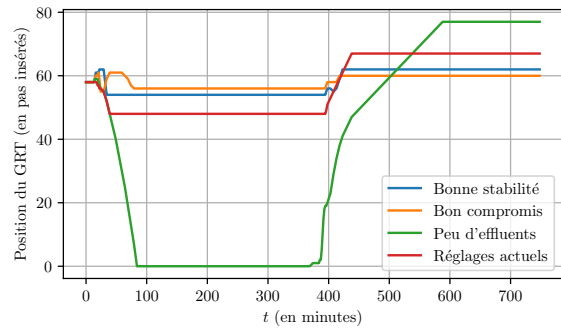
(a) DPAX



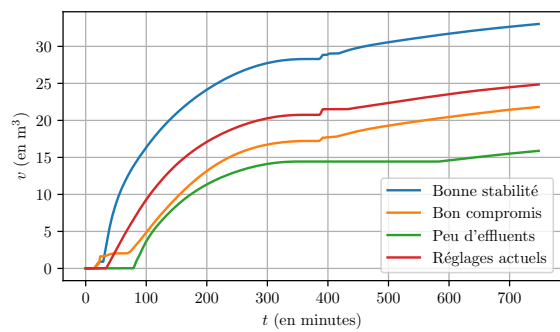
(b) Concentration en bore



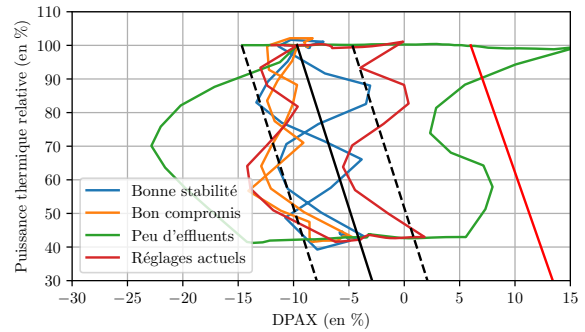
(c) Température moyenne (zoom sur la remontée en puissance)



(d) Position du GRT en pas insérés



(e) Volume d'effluents cumulé



(f) Diagramme de pilotage

FIGURE 4.21 – Transitoires de puissance pour quelques solutions compromises trouvées.

4.5 Conclusion

Nous avons développé dans ce chapitre une méthode générale basée sur l'analyse des paysages de fitness pour définir et résoudre un problème d'optimisation de type boîte noire ayant de nombreux objectifs et un grand espace de recherche. La première étape de cette méthodologie est l'échantillonnage du paysage de fitness avec tous les objectifs intéressants par des marches aléatoires uniformes. L'utilisation de différentes métriques permet alors d'identifier un nombre d'objectifs minimal permettant de définir le problème multi-objectifs le plus pertinent, et de restreindre l'espace de recherche aux seuls paramètres importants pour le problème. Une démarche de calibrage d'un algorithme MOEA/D parallèle asynchrone a également été développée à partir de ce même échantillonnage.

Pour le problème des performances du suivi de charge pour les REP, cette méthode a permis de faire le tri entre toutes les observables intéressantes du suivi de charge, pour ne retenir que le volume d'effluents généré pendant le transitoire et l'intégrale de l'écart du DPAX par rapport à sa consigne. Les vitesses maximales des groupes N1 et N2 du Groupe de Compensation de Puissance ont été retirées de l'espace de recherche. L'analyse du paysage de fitness a permis d'identifier les deux paramètres principaux du problème qui sont la bande de manœuvre du GRT et le recouvrement entre les groupes G2 et N1 du GCP. L'importance de ces paramètres peut s'expliquer physiquement par le fait qu'ils contrôlent l'insertion des barres les plus efficaces dans le cœur. Cette connaissance a permis de calibrer l'opérateur de mutation de l'algorithme AMW-MOEA/D, et la démonstration a été faite que ce calibrage est plus efficace que le calibrage initial uniforme pour tous les paramètres.

L'étude des solutions optimisées a révélé plusieurs compromis possibles entre les deux objectifs, semblant dépendre principalement de la valeur de la bande de manœuvre du GRT. Des solutions correspondant à une nappe de puissance très stable axialement mais produisant un fort volume d'effluents sont accessibles avec une faible bande de manœuvre du GRT, et inversement. L'algorithme est capable de trouver des gestions améliorant les deux objectifs simultanément, et offre ainsi une variété de compromis qu'il est possible d'analyser *a posteriori*.

Optimisation bi-objectifs du suivi de charge sur le cycle complet

Au cours du cycle d'exploitation du réacteur, entre deux rechargements, le combustible évolue chimiquement sous l'effet du flux de neutrons, et ses propriétés changent. La réaction du cœur à un transitoire de suivi de charge s'en trouve considérablement modifiée. Par ailleurs, la concentration en bore critique au début du transitoire diminue avec le temps, afin de compenser la perte de réactivité du combustible. Ainsi, à la fin du cycle, la marge de manœuvre sur le bore est bien plus faible, et les actions de dilution et borication sont plus lentes. Le cœur est donc plus difficilement manœuvrable. Pour toutes ces raisons, il est important de chercher des paramètres de barres performants pour l'ensemble du cycle.

Dans une première partie, ce chapitre s'intéresse à la comparaison des résultats d'optimisation à différents points du cycle, dans le but de montrer que les pilotages optimaux pour un point du cycle ne le sont pas pour les autres points. Une méthode permettant de chercher des pilotages optimaux pour tout le cycle est ensuite présentée et testée. Cette méthode s'avérant coûteuse en temps de calcul, une stratégie d'accélération de l'algorithme par métamodèles est présentée dans une troisième partie.

5.1 Comparaison des résultats d'optimisation aux différents moments du cycle d'exploitation

L'algorithme présenté et calibré dans le chapitre précédent n'a été appliqué jusqu'ici qu'aux conditions de fonctionnement de début de cycle. On se propose dans un premier temps de l'adapter à d'autres points de du cycle d'exploitation. On étudie 4 points du cycle d'exploitation : le début du cycle (DDC), un quart du cycle (QDC), la moitié du cycle (MDC), et 80% du cycle d'exploitation (TQDC). La toute fin du cycle ne permettant pas de faire une baisse de charge de 70% de la puissance nominale, elle n'est pas étudiée [31]. En considérant une baisse de charge à 30% de la puissance nominale à 80% du cycle d'exploitation, on sort déjà des limites de la figure 1.9. Les résultats de l'optimisation aux quatre points de burnup sont très différents. La section suivante compare ces résultats entre eux, à partir des solutions des approximations des fronts de Pareto obtenus aux différents points du cycle. La question de la robustesse de ces solutions au changement de point d'exploitation est ensuite étudiée, dans le but de trouver des solutions performantes tout au long du cycle.

5.1.1 Adaptation de l'algorithme AMW-MOEA/D aux différents points du cycle

Comme présenté dans le chapitre 4, l'algorithme AMW-MOEA/D a de nombreux paramètres libres. L'étude du paysage de fitness a permis, pour le problème de début de cycle, de calibrer l'algorithme, mais surtout de choisir l'espace objectif et d'éliminer certains paramètres n'étant pas des leviers importants d'optimisation. Ces résultats sont-ils toujours valables pour le reste du cycle d'exploitation ?

Afin de répondre à ces questions, la même étude du paysage de fitness a été conduite, avec le réacteur aux différents points du cycle d'exploitation. On cherche en particulier à savoir :

- si les corrélations entre les valeurs d'intérêt sont conservées ;
- si les paramètres non pertinents, c'est-à-dire les vitesses maximales des barres N1 et N2, le sont toujours ;
- si les paramètres dits importants, à savoir le recouvrement entre les barres G2 et N1, ainsi que la bande de manœuvre du GRT le sont toujours.

Enfin, ces marches aléatoires permettent de calculer une valeur moyenne et un écart type pour les objectifs aux différents points du cycle afin de pouvoir les normaliser pour l'algorithme AMW-MOEA/D. L'échantillonnage de l'espace de recherche est choisi identique au cas DDC afin de pouvoir analyser l'évolution des objectifs en fonction du point du cycle.

TABLE 5.1 – Valeurs moyennes et écarts types du volume d'effluents et de l'intégrale d'écart en DPAX pour les différents points du cycle.

	Volume d'effluents (m ³)		Intégrale d'écart du DPAX (unité arbitraire)	
	μ	σ	μ	σ
DDC	25.25	2.11	5822	2270
QDC	36.37	3.69	7154	2492
MDC	43.0	11.8	7565	2526
TQDC	66.6	14.0	8923	2479

De manière générale, l'étude des marches aléatoires aux différents points du cycle montre les points suivants (voir Tab. 5.1) :

- Le volume d'effluents augmente significativement en valeur moyenne au cours du cycle d'exploitation. En effet, puisque la concentration en bore critique au début du transitoire est plus faible plus on avance dans le cycle, la quantité d'effluents nécessaires à une dilution augmente significativement.
- La variance du volume d'effluents augmente significativement. Ce résultat montre que si le volume d'effluents augmente de manière importante, la marge d'amélioration augmente également. Puisque la normalisation est faite en variable centrée réduite, on retiendra dans la comparaison des résultats qu'une valeur de -1 pour le critère normalisé v signifie un gain de 14 m³ au TQDC, et seulement 2 m³ en DDC.
- L'intégrale d'écart en DPAX augmente légèrement en moyenne au cours du cycle, en raison de la contribution croissante du groupe noir N1 très absorbant, mais pas de manière aussi importante que le volume d'effluents. Ceci est cohérent avec le fait que l'opérateur gère directement le réglage de l'axial offset, alors

que le volume d'effluents est une conséquence de la gestion de la température. L'écart type est également plutôt constant.

5.1.1.1 Corrélations entre valeurs d'intérêt

Le tableau 5.2 donne les corrélations entre grandeurs d'intérêts pour différents points du cycle d'exploitation. Les grandeurs représentant la stabilité axiale ne sont pas étudiées pour plus de lisibilité. Comme en début de cycle, elles sont très fortement corrélées entre elles tout le long du cycle.

TABLE 5.2 – Corrélations entre grandeurs d'intérêt pour les différents points du cycle.

	v	N_R	C_{IPG}	ΔT	f_T	i	F_v
v	1.0	-0.75	-0.91	-0.14	0.12	-0.06	-0.01
N_R	-0.75	1.0	0.7	0.68	0.17	0.14	0.4
C_{IPG}	-0.91	0.7	1.0	0.12	-0.17	-0.02	-0.1
ΔT	-0.14	0.68	0.12	1.0	0.7	0.51	0.79
f_T	0.12	0.17	-0.17	0.7	1.0	0.83	0.72
i	-0.06	0.14	-0.02	0.51	0.83	1.0	0.58
F_v	-0.01	0.4	-0.1	0.79	0.72	0.58	1.0

(a) DDC

	v	N_R	C_{IPG}	ΔT	f_T	i	F_v
v	1.0	-0.42	-0.69	0.03	0.24	-0.42	0.29
N_R	-0.42	1.0	0.75	0.57	0.08	-0.22	0.52
C_{IPG}	-0.69	0.75	1.0	0.09	-0.1	0.21	0.06
ΔT	0.03	0.57	0.09	1.0	0.5	-0.3	0.66
f_T	0.24	0.08	-0.1	0.5	1.0	0.26	0.33
i	-0.42	-0.22	0.21	-0.3	0.26	1.0	-0.49
F_v	0.29	0.52	0.06	0.66	0.33	-0.49	1.0

(b) QDC

	v	N_R	C_{IPG}	ΔT	f_T	i	F_v
v	1.0	-0.6	-0.44	-0.66	-0.26	-0.1	-0.23
N_R	-0.6	1.0	0.68	0.57	0.04	-0.27	0.56
C_{IPG}	-0.44	0.68	1.0	0.03	-0.01	0.35	0.06
ΔT	-0.66	0.57	0.03	1.0	0.42	-0.47	0.65
f_T	-0.26	0.04	-0.01	0.42	1.0	0.26	0.1
i	-0.1	-0.27	0.35	-0.47	0.26	1.0	-0.58
F_v	-0.23	0.56	0.06	0.65	0.1	-0.58	1.0

(c) MDC

	v	N_R	C_{IPG}	ΔT	f_T	i	F_v
v	1.0	-0.39	-0.59	0.03	0.29	-0.14	0.03
N_R	-0.39	1.0	0.54	0.5	-0.19	-0.08	0.6
C_{IPG}	-0.59	0.54	1.0	-0.0	0.04	0.46	0.1
ΔT	0.03	0.5	-0.0	1.0	-0.01	-0.3	0.46
f_T	0.29	-0.19	0.04	-0.01	1.0	0.45	-0.04
i	-0.14	-0.08	0.46	-0.3	0.45	1.0	-0.42
F_v	0.03	0.6	0.1	0.46	-0.04	-0.42	1.0

(d) TQDC

Des différences importantes apparaissent entre les différents point du cycle. Par exemple, la forte corrélation entre le critère IPG et le volume d'effluents s'estompent au cours du cycle, alors que la nappe de puissance évolue. La corrélation entre le nombre de pas que fait le GRT et le volume d'effluents s'estompe également en partie.

Le groupement des grandeurs d'intérêt est donc moins marqué, au fur et à mesure que l'on dans le cycle. On peut cependant noter qu'il n'apparaît pas de corrélation importante entre le volume d'effluents et la stabilité axiale pour les autres points du cycle.

Par souci de simplicité, on ne considèrera pas dans la suite d'autres observables pour le suivi de charge, et on se contentera de retenir le problème bi-objectifs du début de cycle pour le reste du cycle. Cependant, on retiendra dans l'analyse des résultats que les corrélations utiles en début de cycle ne sont plus valables pour les autres points du cycle d'exploitation.

5.1.1.2 Analyse des paramètres importants

La figure 5.1 donne le taux de grandes variations associées aux variations de chaque paramètre. Par souci de clarté, les vitesses maximales de N1 et N2 ne sont pas représentées sur ce graphique, car elles induisent une variance nulle ou presque nulle des objectifs tout au long du cycle.

Pour rappel, l'analyse de cet indicateur au début du cycle avait conduit à identifier le recouvrement entre les barres G2 et N1, ainsi que la bande de manœuvre du GRT comme étant les paramètres principaux du problème, ce qui avait conduit à modifier leurs paramètres de mutation pour améliorer les performances de l'algorithme. Ce résultat est confirmé par les figures 5.1b et 5.1c pour le quart de cycle et le milieu de cycle. Les deux paramètres se distinguent nettement des autres. En particulier, on note que le recouvrement entre les deux premiers groupes du GCP, qui pouvait être considéré comme un paramètre important en début de cycle, ne l'est plus. On constate également que les pourcentages de grandes mutations sont sensiblement proches pour les deux objectifs, y compris en avançant dans le cycle.

Aux trois quarts du cycle d'exploitation, les conclusions diffèrent. En effet, si le recouvrement entre G2 et N1 reste le paramètre prédominant, la bande de manœuvre du GRT génère peu de grandes variations. Elle génère également beaucoup de variations nulles (55% au TQDC contre 20% en DDC). On constate en revanche que l'importance de la vitesse maximale du groupe G1 augmente à la fin du cycle, et dans une moindre mesure celle du groupe G2.

Le cas TQDC mis à part, les conclusions de l'analyse de paysage de fitness sont identiques concernant les paramètres importants. On retiendra donc les paramètres de mutation établis au Chapitre 4. Pour des raisons d'utilisation du budget de calcul alloué, on ne mènera pas une étude permettant de confirmer que ces réglages

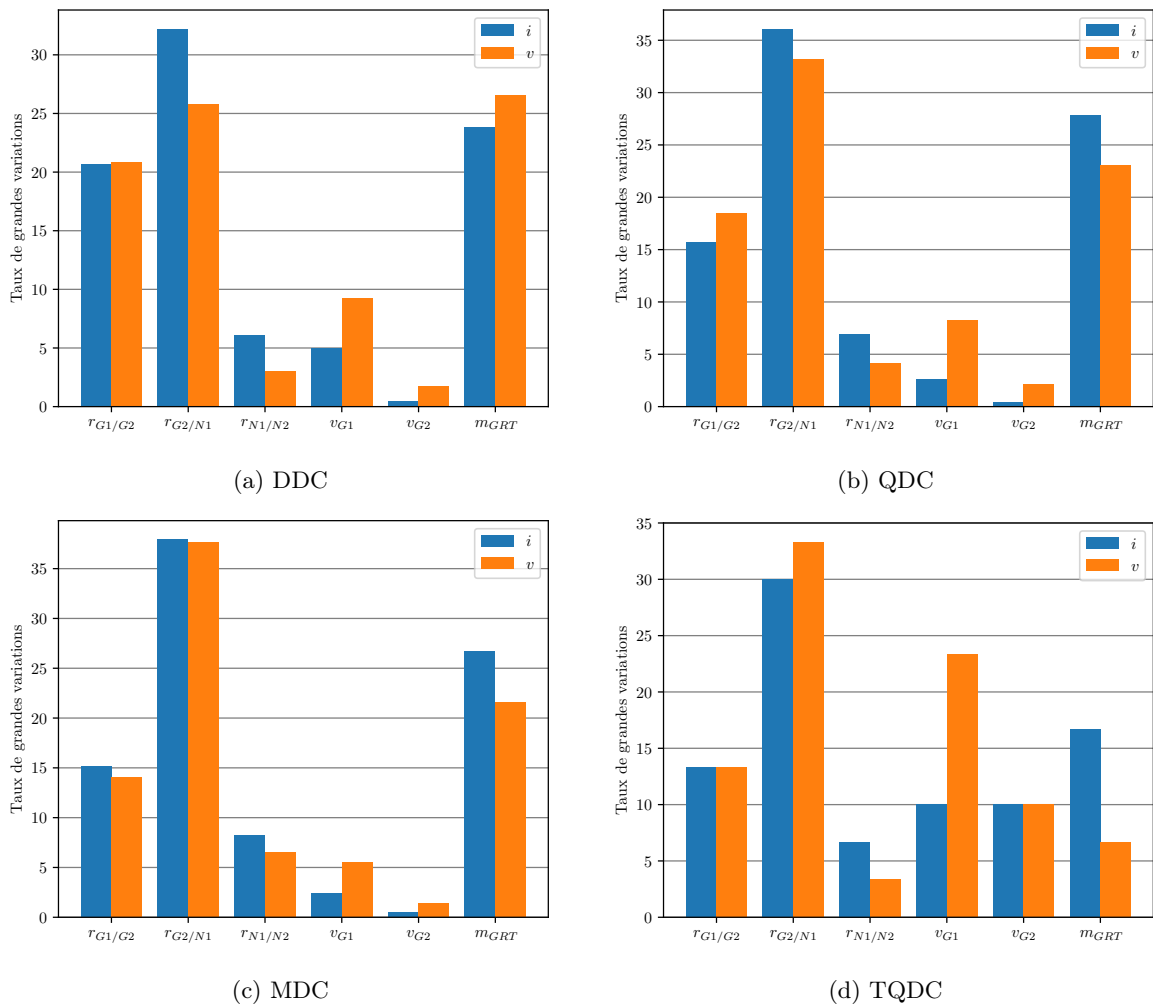


FIGURE 5.1 – Nombre de grandes variations associées à chaque paramètre.

sont effectivement performants pour les autres points du cycle. En particulier, on ne fera pas d'étude comparative pour le cas TQDC, pour lequel les différences de paysage de fitness sont les plus grandes.

5.1.2 Analyse des résultats d'optimisation pour 4 moments du cycle d'exploitation

Comme pour le cas DDC, l'algorithme AMW-MOEA/D a été lancé cinq fois pendant 12 heures sur 3024 processeurs, avec les mêmes paramètres, comme justifié dans la section précédente. On présente ici les résultats dans l'espace objectif (Fig. 5.2) et dans l'espace des paramètres (Fig. 5.3).

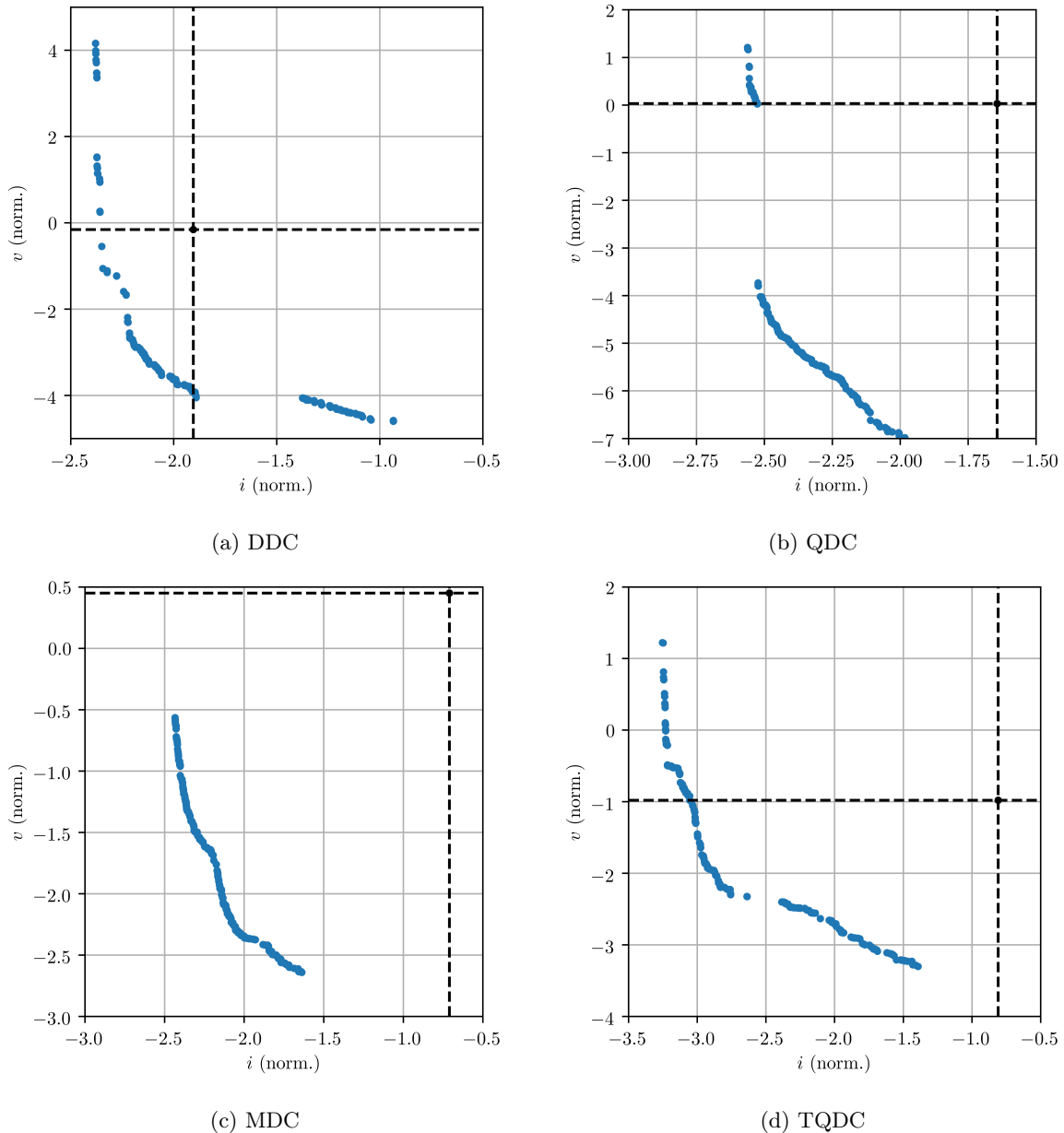


FIGURE 5.2 – Approximations du front de Pareto aux différents point du cycle.

L'analyse des approximations des fronts de Pareto montre de grandes différences entre les moments du cycle. Seul le front obtenu en début de cycle présente des solutions des trois quadrants intéressants de l'espace objectif (meilleur v mais moins bon i , meilleur i mais moins bon v , meilleur i et meilleur v). En particulier, il n'y a qu'en début de cycle qu'on trouve des solutions permettant un très faible volume d'effluents au prix d'une moins bonne gestion axiale de la puissance. Cependant, pour tous les points du cycle, l'algorithme est capable de trouver des solutions améliorant à la fois le volume d'effluents et la stabilité axiale.

Les ordres de grandeur du gain en volume d'effluents sont très différents. En début de cycle, on gagnait au plus 4 écarts types, c'est-à-dire environ 8 m^3 (voir Tab. 5.1). Au quart du cycle, jusqu'à 7 écarts types, soit

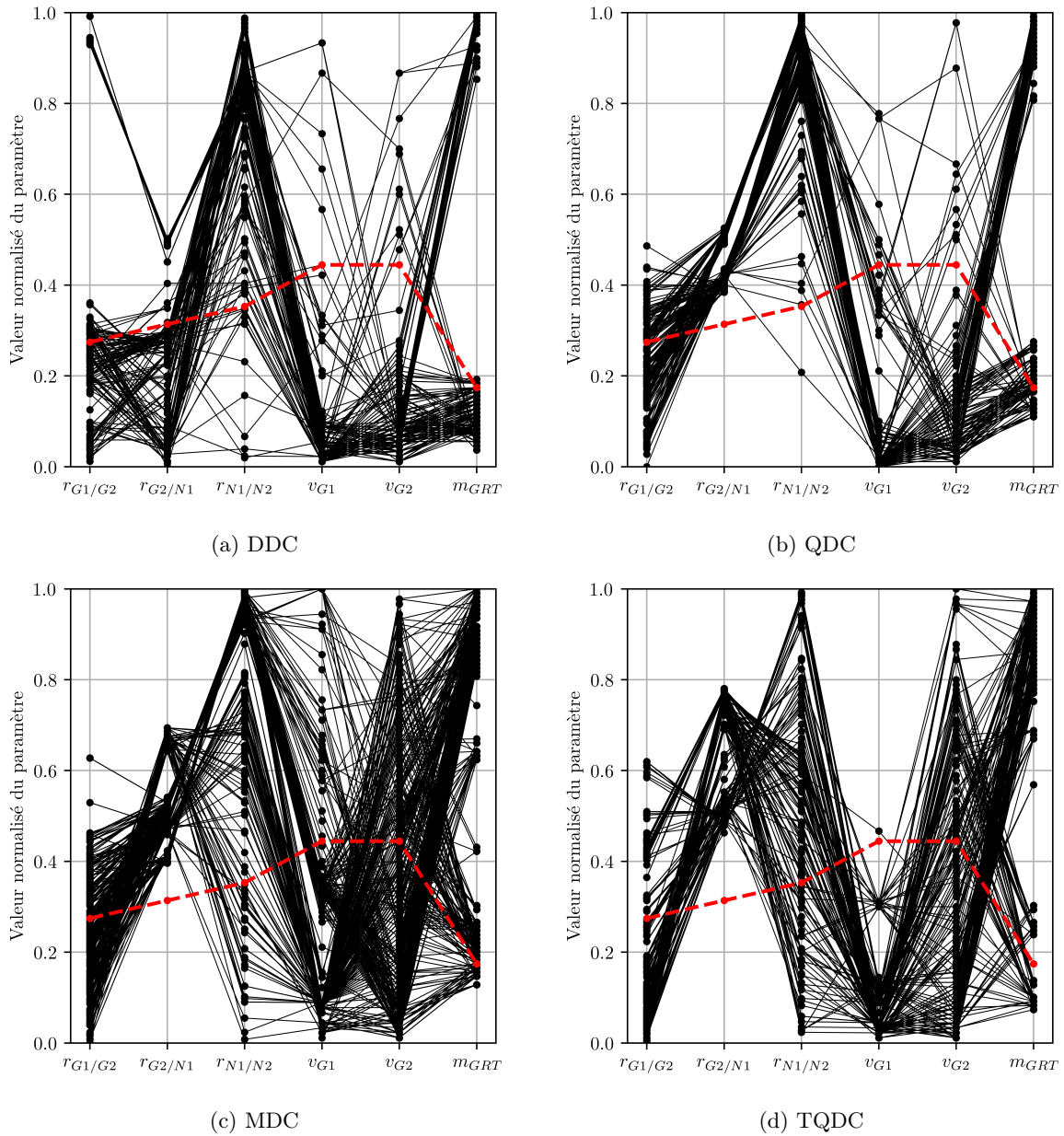


FIGURE 5.3 – Coordonnées parallèles des solutions des approximations du front de Pareto dans l'espace des paramètres.

21 m³, et environ 20 m³ et 28 m³ pour le milieu et trois-quart de cycle respectivement. Il apparaît donc que le gain de volume d'effluents en début de cycle est faible comparé aux autres points, si bien que les solutions aux plus faibles v pour les burnups QDC et MDC génèrent autant d'effluents qu'en mode G standard en début de cycle, montrant l'intérêt de cette démarche d'optimisation pour accroître la capacité de suivi de charge le long du cycle.

Les solutions optimales en début de cycle ne sont pas les solutions optimales sur le reste du cycle, selon l'analyse des solutions dans l'espace des paramètres. En particulier, les paramètres dits importants, le recouvrement entre G2 et N1, ainsi que la bande de manœuvre du GRT, sont très éloignés des valeurs du chapitre précédent. Pour les autres points du cycle, une insertion plus précoce de la barre N1, et ce pour tous les points optimaux est préconisée, à l'inverse du début de cycle. Par ailleurs, les grandes bandes de manœuvre pour le GRT semblent plus intéressantes qu'en début de cycle, où elles n'étaient utilisées que par quelques solutions extrêmes. Aucune solution optimale n'utilise une très faible bande de manœuvre, contrairement au cas DDC.

Comme en début de cycle, une vitesse maximale d'insertion faible est préconisée pour G1, bien que ce résultat soit moins marqué au milieu du cycle. Le recouvrement entre les deux premiers groupes du GCP n'est jamais très important, confirmant l'observation faite en début de cycle qu'il vaut mieux insérer progressivement les barres du GCP afin de ne pas trop perturber le flux. L'exception à cette observation est le groupe de solutions ayant un très faible volume d'effluents mais une très grande instabilité axiale observé dans le chapitre précédent en début de cycle. Ces solutions n'ont pas d'équivalent pour les autres points du cycle.

5.1.3 Robustesse des solutions optimisées au changement de burnup

On a vu dans la section précédente que les solutions optimales pour les différents points de burnup sont peu semblables. Puisqu'il est techniquement inenvisageable d'avoir un mode G avec des paramètres de barres qui changent au cours du cycle, la question se pose de savoir si ces solutions sont robustes à un passage à un point différent du cycle.

Il est possible de répondre à cette question de façon statistique en revenant aux points de l'échantillonnage par marches aléatoires. La figure 5.4 donne les corrélations de la valeur du volume d'effluents entre les différents points du cycle. Par souci de simplicité, on ne trace pas les corrélations pour l'instabilité axiale, mais les conclusions sont similaires. Il n'existe pas de corrélations fortes entre les différents points de burnup. Ce résultat était attendu, étant donné les différences importantes de comportement du réacteur aux différents points de burnup.

Cependant, cette observation est valable pour l'ensemble des solutions. On peut se demander si les solutions optimales pour un point du cycle, puisqu'elles présentent des caractéristiques intéressantes, ne sont pas plus robustes que les autres à un changement de point du cycle. Afin de répondre à cette question, on évalue les solutions obtenues par l'optimisation à chaque point du cycle sur les autres points du cycle. Les résultats sont donnés sur la figure 5.5. Chaque couleur correspond à un jeu de solutions, obtenu par optimisation à un point de burnup donné (orange pour les solutions optimales en DDC, vert pour les solutions optimales au QDC, etc). Ces points sont tracés dans les 4 espaces objectifs correspondant aux 4 points de burnup. La normalisation de chaque espace objectif est différente, car liée à la moyenne et l'écart type des objectifs pour ce point du cycle. Les valeurs courantes sont données en lignes pointillées.

Pour chaque point du cycle, les solutions optimisées spécifiquement pour ce point du cycle sont non dominées, ce qui confirme la pertinence de la démarche d'optimisation. Cependant, il existe des solutions proches de l'optimalité. À l'exception du début de cycle, pour tous les points du cycle la grande majorité des solutions améliore l'un ou l'autre des objectifs, ce qui confirme l'intuition que des solutions optimales à un point de burnup restent intéressantes pour les autres points du cycle. Certaines solutions sont même très proches de l'optimalité pour certains burnups, notamment en milieu de cycle.

Au début du cycle, les solutions des autres points du cycle ne sont pas majoritairement améliorantes, et semblent proches d'une répartition aléatoire (voir l'étude de marches aléatoire Fig. 4.8). Ceci peut s'expliquer par les différences importantes des solutions du front obtenu en début de cycle, observé sur la figure 5.3.

En conclusion, optimiser séparément les différents points du cycle permet de trouver des solutions plus intéressantes que la solution courante pour la plupart des points du cycle. C'est la méthode utilisée par MUNIGLIA dans [54]. Cependant, cette méthode ne génère que peu de solutions, puisque de nombreuses solutions ne maintiennent pas leur performance pour les autres points du cycle. En particulier, les solutions optimales en début de cycle supportent mal le passage à un autre point du cycle. On se propose donc de développer une méthode permettant d'optimiser le volume d'effluents et l'intégrale d'écart en DPAX conjointement pour les différents points du cycle.

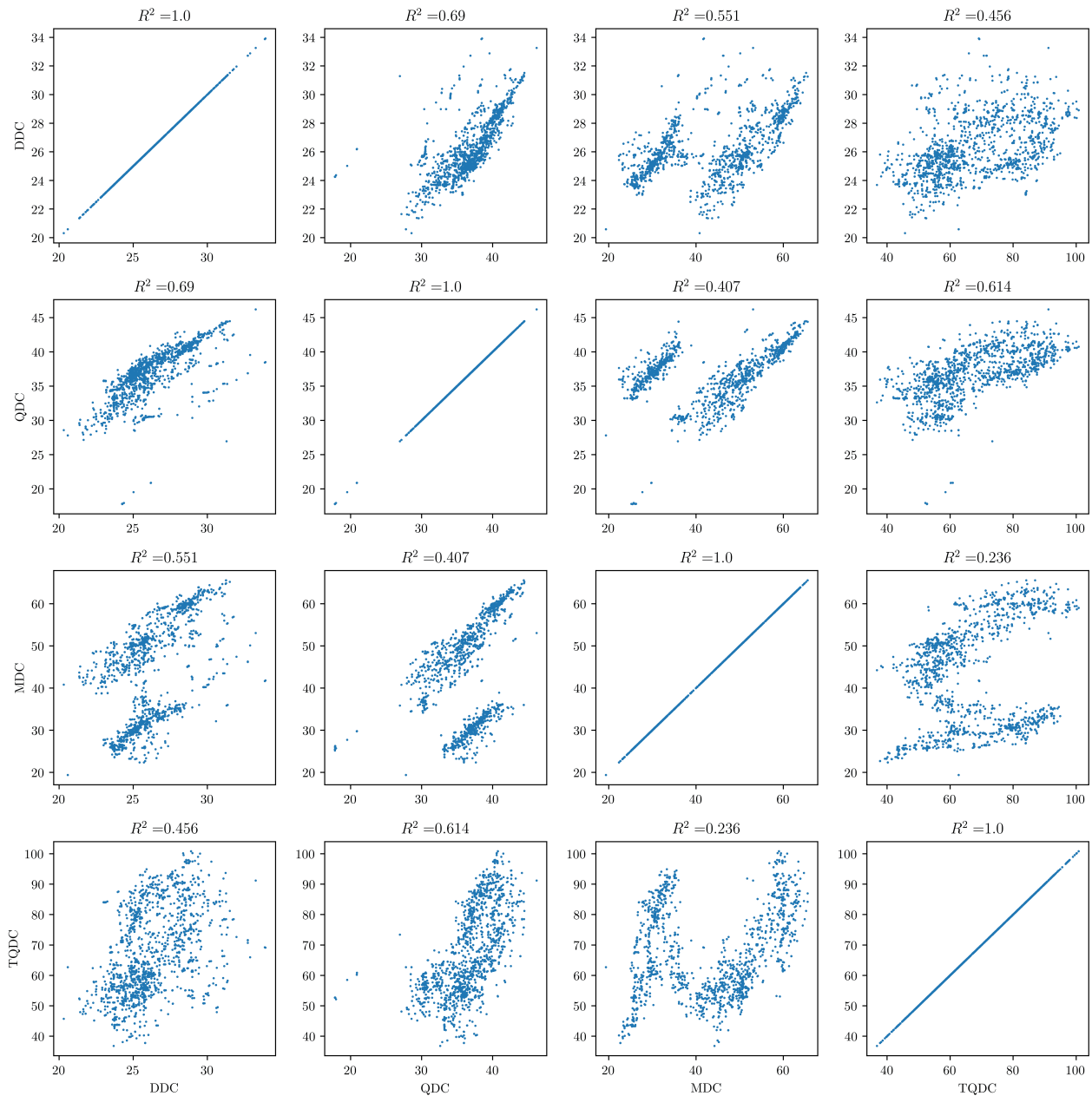


FIGURE 5.4 – Corrélations entre les valeurs du volume d’effluents aux différents points de burnup pour les solutions de l’échantillonnage par marches aléatoires. Le coefficient de régression linéaire R^2 est indiqué au dessus de chaque graphe. Les valeurs sont en m^3 .

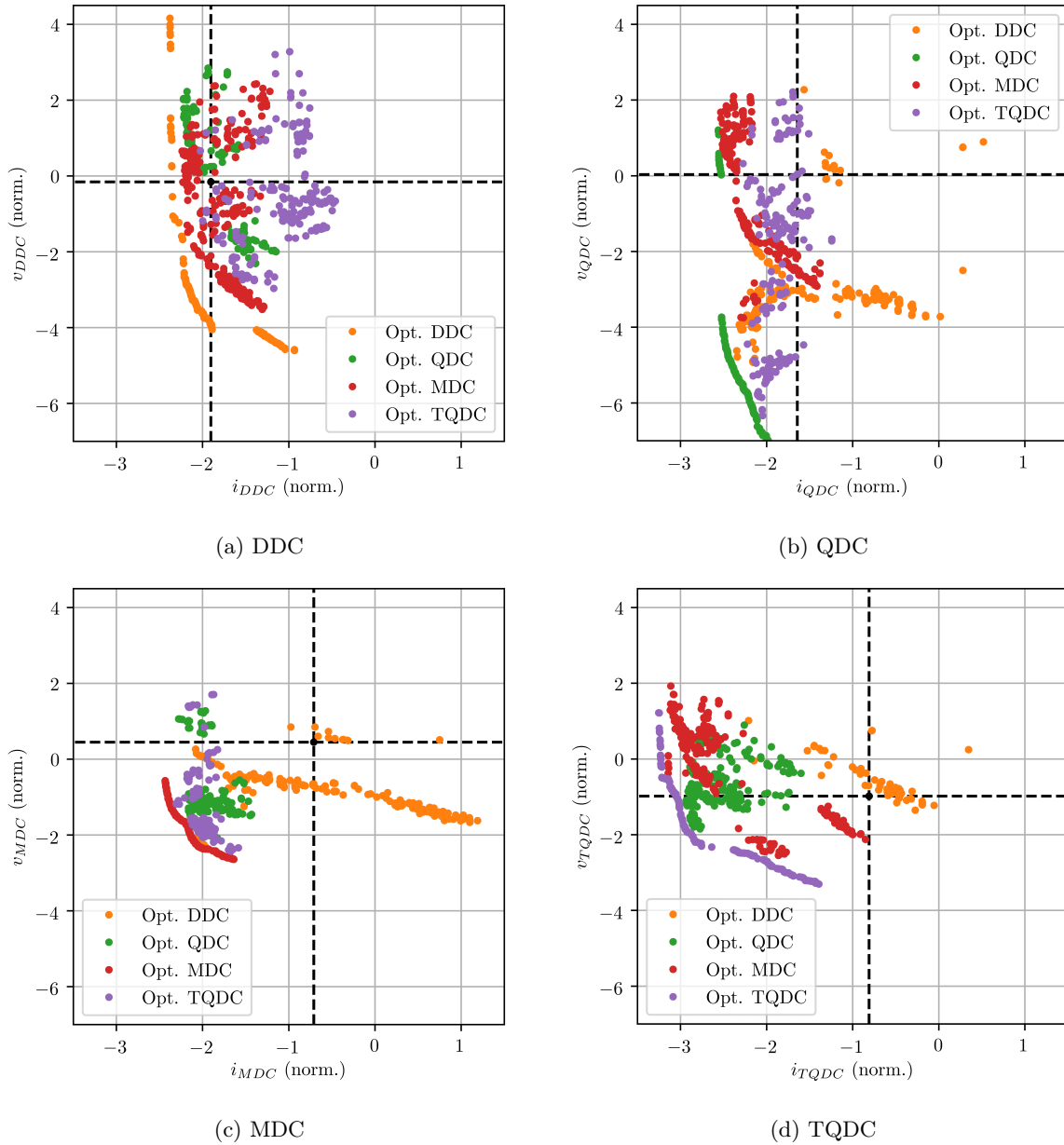


FIGURE 5.5 – Solutions des approximations du front de Pareto de chaque point de burnup évaluées pour les autres points du cycle. Chaque couleur correspond à un jeu de solutions. Les lignes noires donnent la valeur courante des objectifs pour chaque point du cycle.

5.2 Définition d'un nouveau problème d'optimisation pour le cycle complet et résolution par l'algorithme AMW-MOEA/D

On se propose dans cette section de définir un nouveau problème d'optimisation prenant en compte le cycle complet d'exploitation, et de le résoudre avec l'algorithme AMW-MOEA/D. On appellera dans la suite cette méthode "MBu" pour *Multiple Burnup*, et la méthode consistant à optimiser chaque point du cycle individuellement et à évaluer les solutions sur les autres points du cycle, présentée dans la section précédente, méthode "IBu" pour *Individual Burnup*.

5.2.1 Définition des nouveaux objectifs

Plusieurs approches sont envisageables pour résoudre le problème pour le cycle complet. La première, qui ne fait aucune hypothèse *a priori*, consisterait à retenir 8 objectifs, le volume d'effluents et l'instabilité axiale pour chaque valeur du burnup. La résolution de ce problème à 8 objectifs permettrait de générer un front de Pareto présentant les meilleurs compromis entre le volume d'effluents et l'instabilité axiale pour tous les points du cycle. Le nouveau problème à résoudre nécessiterait un algorithme de type *many objectives*. S'il existe des algorithmes pour résoudre ce type de problèmes [1], ils sont difficiles à implémenter. De plus, cette approche conduirait à un front de Pareto dans un espace à 8 dimensions, peu pratique pour la prise de décision. On fait donc le choix de conserver le problème bi-objectif de départ, qui a un sens physique plus évident, en agrégeant les objectifs calculés pour chaque burnup. Si on note $i(bu)$ l'intégrale d'instabilité axiale et $v(bu)$ le volume d'effluents calculés au burnup bu , non normalisés, on introduit les objectifs MBu comme étant :

$$V = s_V (v(DDC), v(QDC), v(MDC), v(TQDC)) \quad (5.1)$$

$$I = s_I (i(DDC), i(QDC), i(MDC), i(TQDC)) \quad (5.2)$$

où s_V et s_I sont deux fonctions de scalarisation.

Les contraintes sont conservées, avec la technique de rejet, c'est à dire que si la marge d'arrêt ou la puissance linéique maximale sont dépassées pour un burnup, la solution est rejetée. Le calcul d'une solution nécessite de calculer 4 transitoires, ainsi le temps de calcul est désormais de l'ordre de 40 minutes. Comme pour la scalarisation interne à l'algorithme MOEA/D, la scalarisation des objectifs est libre, et on suppose qu'elle peut avoir un effet sur les performances de l'algorithme.

Concernant le volume d'effluents, une somme des volumes d'effluents semble porter le plus de sens physique, puisqu'elle représenterait le volume d'effluents total généré pendant le cycle. Cependant, comme mis en avant par l'étude des résultats IBu, le volume d'effluents augmente de manière importante au cours du cycle, si bien qu'on peut imaginer qu'un exploitant aurait tendance à favoriser le suivi de charge en début de cycle, plutôt qu'en fin de cycle. Il semblerait donc pertinent de pondérer la somme par le taux d'utilisation du suivi de charge pour chaque point du cycle. N'ayant pas accès à cette information, on se contentera de pondérer par le volume généré avec les paramètres courants pour chaque burnup, noté $v_{ref}(bu)$. On propose donc :

$$s_V = \frac{1}{\sum_{bu} 1/v_{ref}(bu)} \sum_{bu} \frac{v(bu)}{v_{ref}(bu)} \quad (5.3)$$

Par inspiration de la scalarisation de Chebyshev pour la scalarisation dans l'algorithme MOEA/D, il est tentant d'utiliser le volume d'effluents maximal. Cependant, vu les différences de valeurs moyennes des volumes d'effluents, cette approche ne semble pas pertinente ici. Une approche non étudiée ici consisterait à prendre le maximum des volumes normalisés pour chaque burnup, mais dans ce cas la différence de variance risquerait de favoriser le volume TQDC par rapport aux autres.

Concernant l'instabilité axiale, le problème des différences d'ordre de grandeur de la moyenne et la variance entre les différents points du cycle ne se pose pas. On peut donc considérer l'instabilité maximale comme critère, ce qui a un sens physique dans une démarche de sûreté du transitoire :

$$s_I = \max_{bu} (i(bu)) \quad (5.4)$$

On pourra également considérer une moyenne de l'instabilité axiale :

$$s_I = \frac{1}{4} \sum_{bu} (i(bu)) \quad (5.5)$$

	s_V	s_I
S1	$\frac{1}{\sum_{bu} 1/v_{ref}(bu)} \sum_{bu} \frac{v(bu)}{v_{ref}(bu)}$	$\max_{bu}(i(bu))$
S2	$\frac{1}{4} \sum_{bu} (v(bu))$	$\max_{bu}(i(bu))$
S3	$\frac{1}{\sum_{bu} 1/v_{ref}(bu)} \sum_{bu} \frac{v(bu)}{v_{ref}(bu)}$	$\frac{1}{4} \sum_{bu} (i(bu))$

TABLE 5.3 – Scalarisations retenues pour les objectifs MBu.

Afin d'évaluer l'impact éventuel de la scalarisation sur les performances de l'algorithme, on considèrera dans la suite 3 configurations dites S1, S2 et S3, résumées dans le tableau 5.3. On parlera dans la suite du problème et des objectifs MBu pour «Multi Burnup» pour les objectifs définis dans le tableau 5.3, et d'objectifs IBu pour «Individual Burnup» pour le volume d'effluents et l'instabilité axiale évalués à un point du cycle. Les objectifs MBu sont normalisés en variable centrée réduite à partir des données des marches aléatoires.

5.2.2 Adaptation de l'algorithme AMW-MOEA/D

L'algorithme AMW-MOEA/D ne nécessite pas de modifications pour s'adapter au nouveau problème. La seule modification réside dans l'évaluation des solutions, qui nécessite désormais 4 appels au simulateur, avec des burnups différents. Cependant, on se pose la question des réglages de l'algorithme, avec cette modification du problème. Puisque les mêmes marches aléatoires ont été conduites aux 4 points du cycle, il est possible d'analyser le paysage de fitness des nouveaux objectifs.

La figure 5.6 présente les solutions échantillonnées pour l'analyse de paysage de fitness dans l'espace objectif MBu, pour les différentes scalarisations considérées. On constate que les nuages de points sont proches, avec notamment des valeurs minimales et maximales assez proches, et une variance du même ordre de grandeur. Dans les trois cas, une approximation du front de Pareto large se détache dès l'étape de l'échantillonnage aléatoire. La suppression des variables inutiles, à savoir la vitesse maximale des barres N1 et N2 du Groupe de Compensation de Puissance n'est pas remise en question, en effet la faible variance des objectifs IBu liée aux variations de ces paramètres se répercute sur la variation des objectifs MBu.

Concernant le réglage des paramètres de l'opérateur de mutation, les observations faites sur les taux de variations et de neutralité étant valables pour tous les objectifs IBu, on les suppose valables pour les objectifs MBu. On conserve ainsi les réglages précédents.

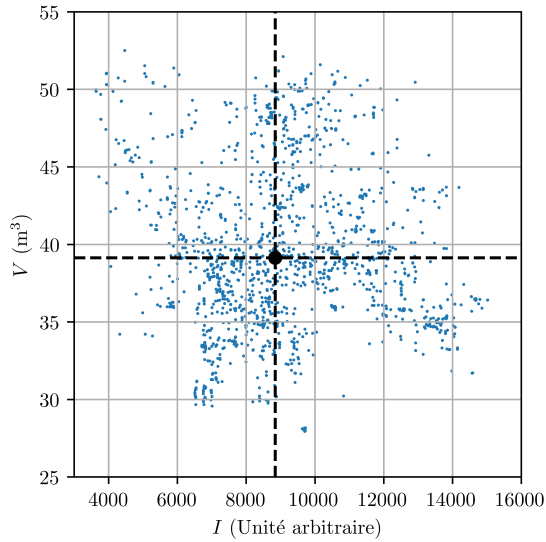
5.2.3 Analyse des performances

Afin de mesurer les performances de la méthode MBu, on effectue 5 runs de l'algorithme, sur 1008 processeurs pendant 12 heures, soit environ 20000 solutions évaluées par run. Cette expérience est répétée sur les trois scalarisations. Les résultats sont comparés aux résultats finaux de la méthode IBu, obtenus dans la configuration maximale, soit 3024 processeurs pendant 24 heures, pour 5 runs et pour 4 valeurs de burnup différentes. Pour chaque scalarisation MBu, on évalue donc environ 100 000 solutions, tandis que pour la méthode IBu, 2 000 000 sont évaluées par point du cycle, soit un facteur 20 entre les deux méthodes.

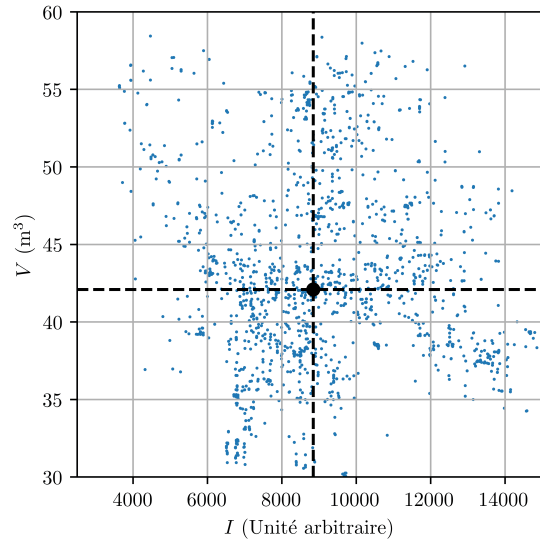
On s'intéresse dans un premier temps aux performances des trois scalarisations MBu dans l'espace objectif (I, V) , sur la figure 5.7. Pour chaque espace objectif, la valeur courante est donnée. Quelle que soit la scalarisation, les solutions noires, issues de l'optimisation MBu dominent presque toutes les solutions obtenues par la méthode IBu (en couleur). Cette observation confirme le bon fonctionnement de l'algorithme : les solutions optimisées pour ces objectifs MBu scalarisées sont effectivement meilleures sur ces objectifs que les solutions optimisées pour un seul burnup.

Cependant, les solutions obtenues par la méthode IBu présentent un intérêt. En effet, quelle que soit la scalarisation, les 4 optimisations IBu trouvent des solutions améliorant les deux objectifs MBu par rapport au réglage actuel, et avec (à l'exception de l'optimisation DDC), une variété de compromis entre les deux objectifs. Ceci vient confirmer l'observation de la figure 5.5 selon laquelle les solutions optimisées pour un burnup hors DDC sont plus intéressantes que des solutions aléatoires pour la plupart des points du cycle.

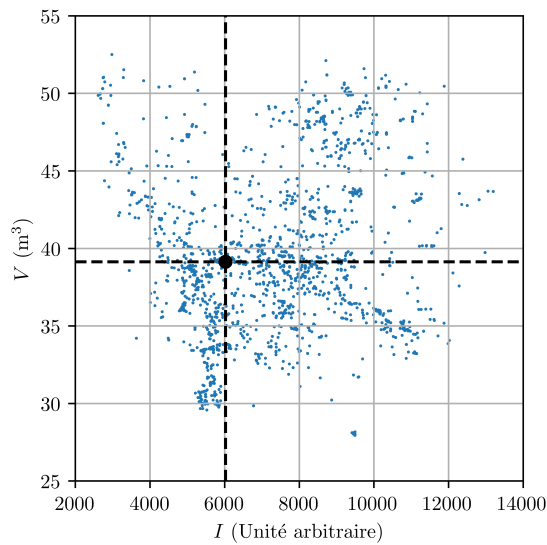
Afin de mesurer plus précisément les performances de la méthode MBu, on s'intéresse aux valeurs du volume d'effluents et de l'instabilité axiale des points obtenus par cette méthode et on les compare, pour chaque valeur de burnup, aux solutions obtenues par les optimisations IBu, considérées comme la meilleure approximation du front de Pareto pour chaque valeur du burnup. Ces résultats sont données sur la figure 5.8. Pour chaque burnup, le front de référence, résultat de l'optimisation IBu est donné en noir. La ligne pointillée indique la valeur



(a) Scalarisation S1

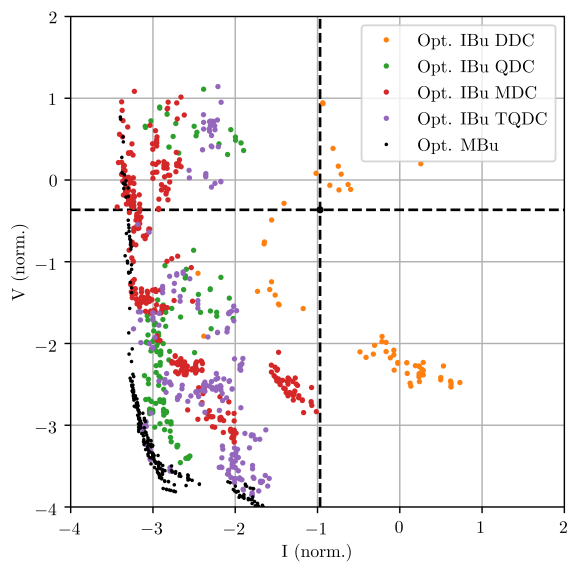


(b) Scalarisation S2

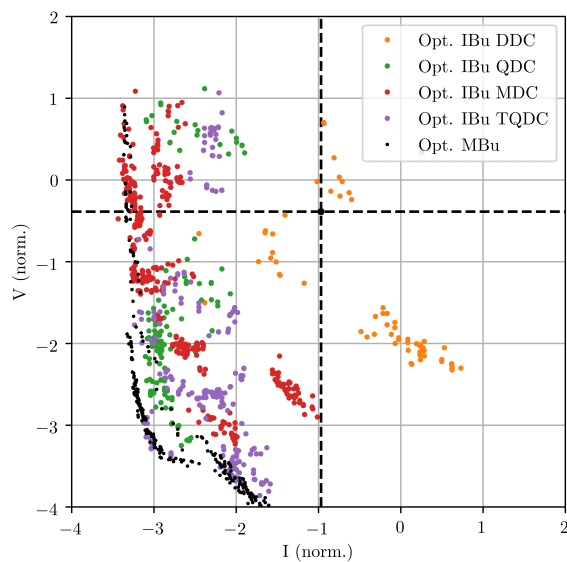


(c) Scalarisation S3

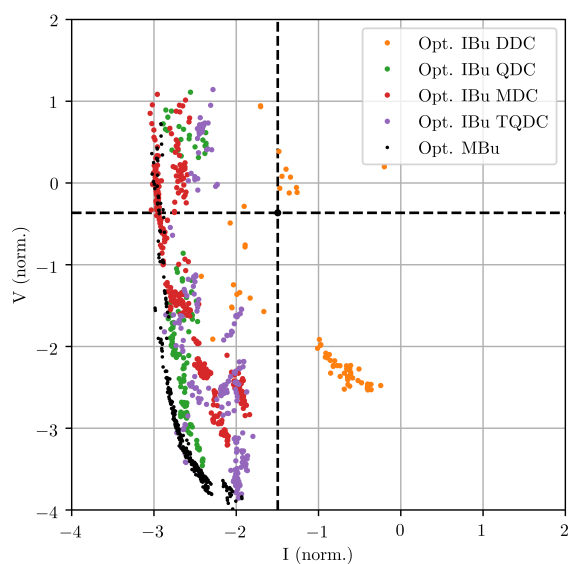
FIGURE 5.6 – Solutions échantillonnées lors des marches aléatoires dans l'espace objectif multi-burnups (MBu) pour les trois scalarisations du tableau 5.3. La valeur courante des objectifs est donnée en noir.



(a) Scalarisation S1



(b) Scalarisation S2



(c) Scalarisation S3

FIGURE 5.7 – Résultats de la méthode MBu pour les différentes scalarisation dans les espaces objectifs MBu. Les résultats des optimisations IBu sont donnés en comparaison. La valeur courante est donnée en pointillés.

courante des objectifs. Les résultats de l'optimisation MBu sont donnés en couleur pour chaque scalarisation MBu. Les valeurs des objectifs sont normalisées en utilisant la moyenne et l'écart type de chaque burnup. A titre de comparaison, ce même graphique avec les résultats IBu a été étudié au début de ce chapitre, figure 5.5 (l'échelle est cependant différente pour plus de clarté). Enfin, les distances au front de référence pour chaque scalarisation et chaque burnup sont données dans le tableau 5.4. La distance utilisée est la distance générationnelle inversée (IGD) (voir Sec. 4.1.1). La distance est calculée pour chaque run et la moyenne est calculée pour chaque scalarisation MBu. La p-valeur de comparaison avec la scalarisation S1 par un t-test de Welch est donnée entre parenthèses.

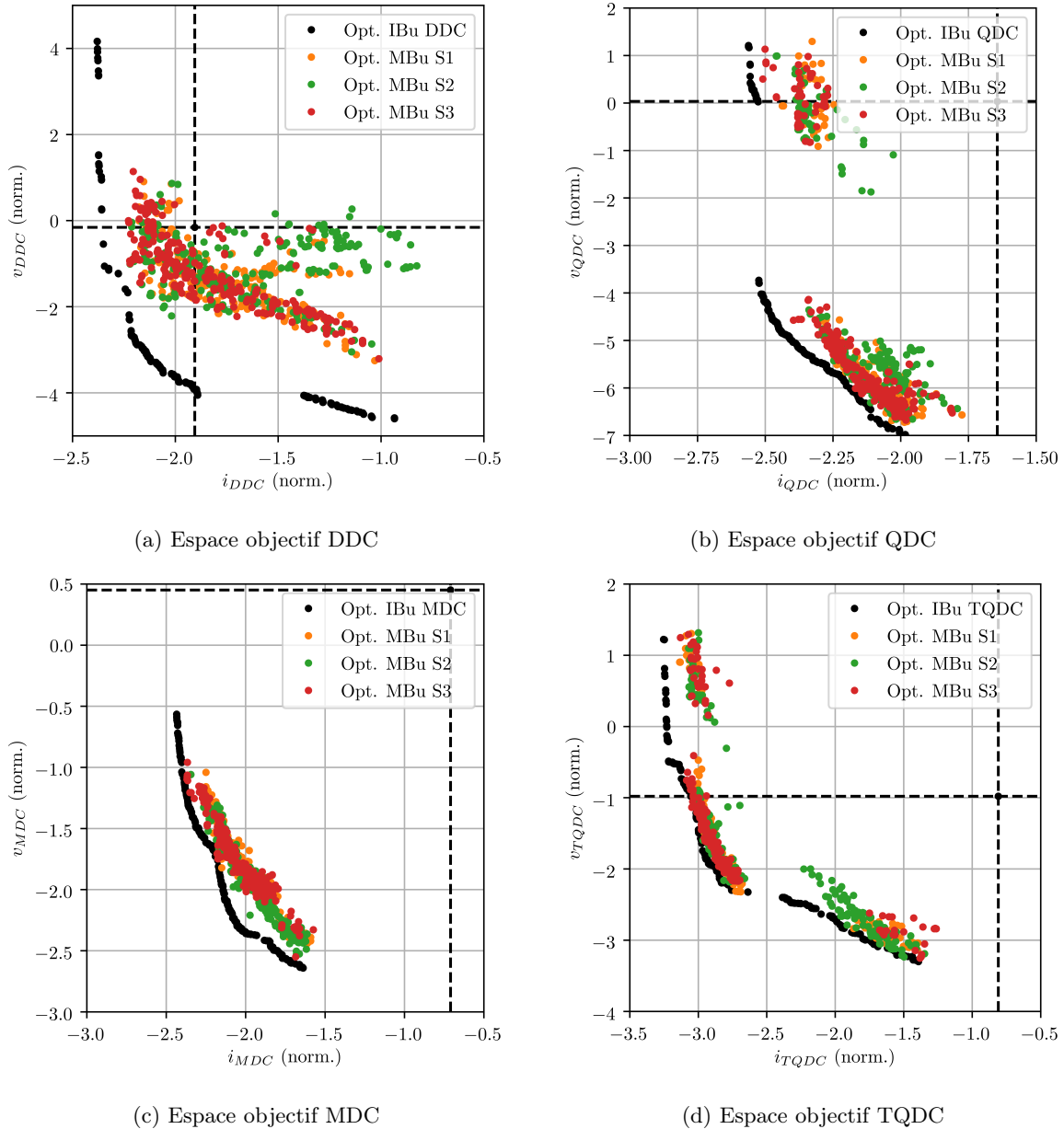


FIGURE 5.8 – Résultats de la méthode MBu pour les différentes scalarisations dans les espaces objectifs IBu. Les résultats des optimisations IBu sont donnés en comparaison. La valeur courante est donnée en pointillés.

Pour les burnups QDC, MDC et TQDC, les solutions optimisées par la méthode MBu sont extrêmement proches des fronts de référence. En particulier, en comparaison avec les résultats IBu figure 5.5, les points optimisés directement sur le cycle complet sont plus proches de l'approximation du front de Pareto que les points optimisés pour les autres valeurs de burnup. Les solutions MBu couvrent une grande partie des approximations du front de Pareto de référence, avec cependant un écart variable selon les directions.

Au début du cycle, les points optimisés par la méthode MBu sont plus éloignés du front de référence, en particulier selon l'axe du volume d'effluent. Plusieurs explications sont possibles pour expliquer cet écart :

- La variance du volume d'effluents en début de cycle est très faible, de l'ordre de quelques mètres cubes. Ainsi, dans la définition du volume d'effluents MBu, même normalisé par la valeur courante du volume

d'effluents DDC, la variance liée au début de cycle reste faible comparée à celle liée aux autres burnups. L'algorithme a donc moins d'intérêt à se rapprocher du front DDC pour optimiser les objectifs MBu.

- La physique des transitoires est très différente. Comme expliqué dans la section 5.1.2, les solutions permettant de réduire le volume d'effluents au début du cycle sont très différentes des autres, notamment concernant le recouvrement entre les barres G2 et N1 (voir Fig. 5.3).

La première explication suggère qu'il est peut-être possible de trouver des solutions proches de l'optimalité pour tous les burnups, y compris le début de cycle, mais que l'algorithme ne les cherche pas à cause de la pondération. Cependant, les solutions ne sont pas plus proches pour une ou l'autre des 3 scalarisations (voir Tab. 5.4). En effet, la comparaison des IGD pour les différentes scalarisations montre des différences non significatives, avec des p-valeurs très supérieures à 0.05. Ceci semble suggérer que le changement de scalarisation MBu n'a pas une grande influence sur la distance aux fronts de référence. Une scalarisation pertinente pour vérifier ce résultat serait de prendre la moyenne des objectifs IBu normalisés avec la moyenne et l'écart type de leurs burnups respectifs. Ainsi, on assure que la variance est la même pour chaque terme de la somme permettant de calculer le volume d'effluents MBu. Par manque de ressources de calcul, cette expérience n'a pas été effectuée.

TABLE 5.4 – Distance générationnelle inversée (IGD) moyenne des fronts optimisés par la méthode MBu aux fronts de référence pour chaque burnup. La p-valeur indiquée entre parenthèses est le résultat de la comparaison des moyennes aux résultats de S1.

	S1	S2	S3
DDC	2.46 (1.0)	2.27 (0.68)	2.11 (0.45)
QDC	0.10 (1.0)	0.11 (0.86)	0.06 (0.12)
MDC	0.06 (1.0)	0.04 (0.08)	0.07 (0.17)
TQDC	0.12 (1.0)	0.10 (0.07)	0.30 (0.25)

La deuxième explication implique qu'il n'existe peut-être pas de solutions proches de l'optimalité pour tous les burnups, et en particulier que la zone des faibles volumes d'effluents dans l'espace objectif DDC n'est pas atteignable en même temps que les autres fronts de Pareto. Ceci est compatible avec les observations faites sur les solutions des différents fronts de Pareto dans l'espace des paramètres, mais aussi avec le fait que les solutions du front de Pareto DDC sont les moins performantes aux autres burnups (voir Fig. 5.5) ou sur le cycle complet (voir Fig. 5.8).

En conclusion, l'utilisation de l'algorithme AMW-MOEA/D pour le problème MBu permet effectivement de trouver des solutions performantes pour plusieurs points du cycle, et proches de l'optimalité pour au moins les objectifs QDC, MDC et TQDC. Au début de cycle, avec les scalarisations utilisées, si des solutions sont trouvées dans le quadrant améliorant les deux objectifs DDC, elles sont assez éloignées du front de référence. Cependant, il est remarquable que la qualité des résultats est sensiblement identique pour les trois scalarisations étudiées. Ainsi, cette méthode est robuste et peut être utilisée avec la scalarisation jugée la plus pertinente par l'exploitant, afin d'obtenir un front de Pareto le plus pertinent physiquement. Pour ces travaux, on retiendra la scalarisation S1.

5.3 Algorithme AMW-MOEA/D assisté par un méta-modèle

Afin d'améliorer les performances de l'algorithme AMW-MOEA/D, et en particulier de réduire sa variance, nous proposons un algorithme assisté par métamodèles, basé sur l'algorithme AMW-MOEA/D. Le processus de génération de nouveaux candidats, par un opérateur de mutation aléatoire, est remplacé par la recherche de solutions candidates intéressantes à l'aide d'un méta-modèle. A notre connaissance, il s'agit de la première utilisation des méta-modèles dans un algorithme d'optimisation multi-objectifs massivement parallèle asynchrone, capable d'utiliser quelques milliers de processeurs. L'asynchronicité de l'algorithme pose des problèmes spécifiques quant à sa conception, qui seront explicités dans la suite.

5.3.1 Algorithme SA-AMW-MOEA/D

Comme présenté dans la section 4.1, il existe de nombreuses manières d'assister un algorithme MOEA/D par un méta-modèle. Afin de présenter l'algorithme développé dans cette section, on reprend les différents éléments constituant l'assistance par méta-modèle dans un algorithme MOEA/D tels que proposés par BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al. dans [8] :

- initialisation ;
- choix de la base d'entraînement ;
- entraînement du modèle (modèle par objectif ou par direction) ;
- génération des solutions candidates ;
- sélection des solutions candidates.

Le choix du méta-modèle utilisé n'impacte pas la structure de l'algorithme proposé, il sera discuté dans la section suivante, dédiée au calibrage de l'algorithme. Pour tous les points de la classification de BERVEGLIERI, DERBEL, LIEFOOGHE et al., le choix est d'abord fait de la simplicité, afin de mesurer l'apport de l'usage de méta-modèles avant d'éventuellement raffiner l'algorithme par la suite. Concernant l'initialisation, le choix est fait de conserver la phase d'initialisation par les séquences de Sobol.

La base d'entraînement est constituée de tous les points déjà évalués, et est utilisée pour construire deux méta-modèles : un pour chaque objectif MBu. Ce modèle est noté M . A partir du méta-modèle M , il est possible pour une solution candidate x d'évaluer le fitness de x sur la direction D comme étant :

$$\hat{f}_D(x) = g(M(x)|w_D, z^*) \quad (5.6)$$

où g désigne la fonction de scalarisation, w_D les poids associés à la direction D et z^* le point objectif. Le méta-modèle M est entraîné à chaque itération de l'algorithme.

La structure de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D du point de vue du nœud maître est donnée par l'algorithme 9. Le rôle du processeur de travail est inchangé, comme présenté dans le chapitre précédent à l'algorithme 7. De façon à assurer un nombre de points suffisant dans la base d'entraînement, et puisque la phase d'initialisation est inchangée, on introduit le paramètre N_{start} qui désigne le nombre de solutions devant être évaluées avant d'utiliser le méta-modèle. Si le nombre de points évalués est inférieur à N_{start} , alors l'algorithme se comporte comme l'algorithme non assisté AMW-MOEA/D et génère une nouvelle solution candidate en mutant la meilleure solution courante. Si le nombre de solutions déjà évaluées est supérieur à N_{start} , l'algorithme entraîne le méta-modèle puis sélectionne une solution x' à partir de la meilleure solution courante pour la direction à l'aide du méta-modèle. Cette étape n'est pas détaillée dans l'algorithme 9. Deux versions différentes sont proposées dans les paragraphes suivants. L'algorithme a donc désormais trois phases : l'initialisation, une phase de recherche libre sans utilisation de méta-modèle, et une phase de recherche assistée par méta-modèle.

La génération et la sélection des solutions candidates est faite par substitution, en utilisant le méta-modèle dans une stratégie de recherche évolutionnaire. Cette stratégie utilise le même opérateur de mutation que dans l'algorithme MOEA/D. Une population de λ_M mutants de la meilleure solution courante est générée, évaluée par le méta-modèle et la meilleure solution candidate est sélectionnée.

On propose deux versions de cette stratégie de recherche. Dans la première, la sélection du meilleur individu, pour la direction considérée, se fait simplement selon la valeur du fitness selon la direction, $g(M(x)|w_D, z^*)$. Une nouvelle génération de mutants est alors générée, à partir de cet individu sélectionné, et ce pendant G générations. Cette boucle interne vient s'insérer dans la boucle principale de l'algorithme. Cette première version de l'algorithme sera par la suite appelée «FIT» pour «Evolutionary Strategy based on FITness» et est détaillée dans l'algorithme 10.

Il est courant de considérer la maximisation de l'*expected improvement* plutôt que de minimiser directement la valeur attendue du fitness dans la phase de sélection. Cependant, cela nécessite un modèle dont on peut connaître la variance, typiquement des processus gaussiens (c'est le cas des algorithmes EGO [28] et ParEGO [35]).

Algorithme 9 : SA - AMW-MOEA/D : nœud maître. La phase de sélection est détaillée dans les algorithmes 10 et 11.

```

1 for  $i \leftarrow 0$  to  $N_{proc}$  do
2    $D_i \leftarrow$  Attribuer direction;
3    $x_i \leftarrow$  Initialiser avec les séquences de Sobol ;
4   Envoyer  $x_i$  au processeur  $i$ ; // Communication non bloquante
5  $w \leftarrow$  Initialiser les poids des directions;
6  $z^* \leftarrow$  Initialiser le point de référence dans l'espace objectif;
7  $x^D \leftarrow$  Initialiser la meilleure solution pour chaque direction  $D$ ;
8  $S \leftarrow \emptyset$ ; // Archive contenant toutes les solutions évaluées
9 while il reste du temps do
10  Recevoir Msg du processeur  $i$ ;
11   $(f, x) \leftarrow$  Msg; // Enregistre le vecteur contenant les objectifs et la solution
12  Normaliser  $f$ ;
13   $S \leftarrow S \cup \{(x, f)\}$ ;
14  for  $k \leftarrow 1$  to  $d$  do
15    if  $f_k < z_k^*$  then
16       $z_k^* \leftarrow f_k$ ; // Mise à jour du point de référence
17  for  $D \in \mathcal{N}(D_i)$  do
18    if  $g(x^D|w_D, z^*) > g(x|w_D, z^*)$  then
19       $x^D \leftarrow x$ ; // Mise à jour de la meilleure solution
20  if  $\#S < N_{start}$  then
21     $x' \leftarrow$  Muter  $x^{D_i}$ ;
22  else
23    Entraîner le métamodèle  $M$  sur la base  $S$  ;
24    Sélectionner  $x'$  à l'aide de  $M$ ; // Voir Alg. 10 ou Alg. 11
25  Envoyer  $x$  au processeur  $i$ ; // Communication non bloquante

```

Algorithme 10 : Stratégie évolutionnaire $(1 + \lambda_M)$ pour la sélection de la solution candidate selon la valeur du fitness prédit sur la direction courante D .

```

1  $x^* \leftarrow x^D$ ;
2  $g^* \leftarrow +\infty$ ;
3  $j \leftarrow 1$ ;
4 while  $j \leq G$  do
5    $\{y_k\} \leftarrow$  Générer  $\lambda_M$  mutants de  $x^*$ ;
6    $y^* \leftarrow \operatorname{argmin}_{\{y_i\}} g(M(\cdot)|w_D, z^*)$ ;
7   if  $g(M(y^*)|w_D, z^*) < g^*$  then
8      $x^* \leftarrow y^*$ ;
9      $g^* \leftarrow g(M(y^*)|w_D, z^*)$ ;
10   $j \leftarrow j + 1$ ;
11 return  $x$ ;

```

L'entraînement de processus gaussien étant coûteux en temps de calcul, leur usage est exclu dans ce cadre massivement parallèle à architecture maître-esclaves dans lequel le méta-modèle est entraîné par le nœud maître.

On se propose de considérer également une version plus élaborée de l'algorithme de sélection. En effet, l'algorithme 10 a le défaut de ne considérer que la direction courante. Si cette stratégie a l'avantage de conserver une répartition équitable des efforts de l'algorithme entre les directions, il semble que l'algorithme pourrait gagner en performance en exploitant un indicateur plus large. On se propose donc de chercher une solution qui non plus minimise le fitness local mais maximise le nombre de directions dont on prédit qu'elles seront améliorées dans un voisinage \mathcal{N}_M donné. En cas d'égalité, on départage les solutions restantes en choisissant celle qui apporte l'amélioration la plus grande à une direction. De la même façon que pour la sélection précédente, on cherche à optimiser cet indicateur avec une stratégie évolutionnaire $(1 + \lambda_M)$. Cette procédure de sélection est donnée dans l'algorithme 11 et sera dans la suite du document appelée «IMP» pour *IM*Provement. On note pour une solution candidate x et une direction D le nombre de directions qu'elle améliore dans le voisinage $\mathcal{N}_M(D)$ défini par le paramètre $T_M : n_D(M(x)|w, z^*, f^*)$, connaissant le vecteur des poids associés aux directions w , le

point objectif z^* , et le vecteur contenant le meilleur fitness pour chaque direction f^* . On considère également l'indicateur donnant l'amélioration maximale du fitness dans le voisinage :

$$\Delta f_{max}(x, D|w, z^*, f^*) = \max_{d \in \mathcal{N}_M(D)} \{g(M(x)|w_d, z^*) - f_d^*\} \quad (5.7)$$

A chaque génération, l'algorithme sélectionne d'abord la ou les solutions améliorant le maximum de directions dans le voisinage. L'ensemble de ces solutions est noté Y^* dans l'algorithme 11. Ensuite, parmi les solutions de Y^* , l'algorithme sélectionne celle qui cause la plus grande amélioration, toutes directions du voisinage confondues.

Algorithme 11 : Stratégie évolutionnaire $(1 + \lambda_M)$ pour la sélection de la solution candidate selon le nombre de directions améliorées dans le voisinage de la direction courante D .

```

1  $x^* \leftarrow x^D$ ;
2  $g^* \leftarrow +\infty$ ;
3  $j \leftarrow 1$ ;
4 while  $j \leq G$  do
5    $Y = \{y_k\} \leftarrow$  Générer  $\lambda_M$  mutants de  $x^*$ ;
6    $Y^* \leftarrow \operatorname{argmax}_{\{y_i\}} n_D(M(y_i)|w, z^*)$ ;
7    $y^* \leftarrow \operatorname{argmax}_{y \in Y^*} (\Delta f_{max}(y, D|w, z^*, f^*))$ ;
8   if  $\Delta f_{max}(y^*, D|w, z^*, f^*) < g^*$  then
9      $x^* \leftarrow y^*$ ;
10     $g^* \leftarrow \Delta f_D(M(y^*)|w, z^*, f^*)$ ;
11   $j \leftarrow j + 1$ ;
12 return  $x$ ;
    
```

Pour ces deux stratégies, dans la configuration où $G = 1$, cela revient à utiliser un filtre, pour reprendre la nomenclature de [8], c'est-à-dire que l'algorithme se contente d'utiliser le méta-modèle pour filtrer parmi les mutants générés celui qui est *a priori* le plus intéressant. Plus le produit NG augmente, plus l'algorithme cherche des solutions de meilleure qualité à l'aide du méta-modèle. Il est suggéré dans [8] que la configuration dite filtre est moins performante. On fera par la suite la distinction entre la version dite filtre et la version dite stratégie évolutionnaire, même si c'est un abus de langage puisque la stratégie filtre est déjà une stratégie évolutionnaire. On considère finalement quatre configurations : la stratégie basée sur la minimisation du fitness local, en version filtre, ($G = 1, \lambda_M = 150$), appelée «FILTRE» et en version stratégie évolutionnaire, ($G = 10, \lambda_M = 15$), appelée «ES-FIT» et la stratégie «ES-IMP», basée sur le nombre de directions améliorées, dans la configuration ($G = 10, \lambda_M = 15$), et un voisinage $T_M = 10$. Dans tous les cas, le même nombre de solutions candidates est évalué à l'aide du méta-modèle. La dernière configuration consiste à augmenter le nombre de solutions évaluées en utilisant la stratégie ES-FIT avec $G = 10$ et $\lambda_M = 150$. Les différentes configurations retenues sont résumées dans le tableau 5.5.

TABLE 5.5 – Résumé des différentes configurations de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D.

Configuration	Stratégie	G	λ_M
FILTRE	FIT	1	150
ES-FIT	FIT	10	15
ES-IMP	IMP	10	15
ES-FIT-PLUS	FIT	10	150

5.3.2 Calibrage de l'algorithme et choix du méta-modèle

Les paramètres de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D comprennent les paramètres de l'algorithme AMW-MOEA/D, et plusieurs paramètres supplémentaires :

- la scalarisation des objectifs IBu en objectifs MBu;
- le nombre de points à évaluer avant de commencer l'assistance par méta-modèle, N_{start} ;
- les paramètres de mutation de l'opérateur de mutation interne à l'assistance;
- le méta-modèle utilisé;

- le nombre de générations, la population et la stratégie de sélection pour la sélection d'une solution candidate, déjà discutés dans la section précédente. Dans le cas de la sélection IMP, basée sur le nombre de directions améliorées, un voisinage doit être défini par le paramètre T_M .

Concernant les paramètres intrinsèques à l'algorithme de base (nombre de directions, voisinage, paramètres de mutation, ...), les paramètres utilisés précédemment sont conservés. Le choix est fait de prendre les mêmes paramètres de mutation pour la stratégie de sélection que pour la mutation de base. Ce choix est motivé par le fait que ces paramètres ont été calibrés en fonction du problème, et sont donc considérés comme performants, en supposant que le méta-modèle soit suffisamment précis pour conserver les caractéristiques du paysage de fitness. On retiendra la scalarisation S1, avec la moyenne pondérée des volumes d'effluents IBu et le maximum des instabilités axiales IBu.

Restent à déterminer le méta-modèle à utiliser ainsi que le nombre de solutions à évaluer avant d'activer la sélection par méta-modèle. Il existe de nombreuses méthodes pour approximer les objectifs. La contrainte principale, en dehors de la qualité d'approximation, est le temps d'entraînement. En effet, la structure de l'algorithme impose l'entraînement du modèle par le processeur maître, qui reçoit un grand nombre de messages. Dans une configuration avec 3024 processeurs, soit le nombre maximal considéré dans cette étude, et pour un temps de calcul d'environ 40 minutes, on peut estimer que le processeur maître reçoit un message toutes les 0.8 secondes. Pour éviter l'attente, le processeur maître doit donc pouvoir entraîner le modèle rapidement.

Les méthodes de processus gaussiens [88] supposent que la fonction suit une distribution normale caractérisée par une matrice de covariance entre les solutions. Ce modèle est capable d'estimer l'erreur de sa prédiction, mais nécessite un temps important d'entraînement, qui exclut son utilisation dans l'algorithme SA-AMW-MOEA/D. Pour les mêmes raisons, on exclut l'utilisation de réseaux de neurones artificiels [25].

Une alternative est l'approximation par polynôme du chaos (PC). Ce modèle est une décomposition de la fonction sur une base orthogonale de polynômes, par exemple la base de Legendre [92]. Les coefficients sont estimés par des techniques de régression linéaire (LASSO dans [92]).

Le modèle Random Forest (RF) peut également être utilisé comme modèle pour les problèmes d'optimisation discrets ou mixtes [63]. Il s'agit d'une méthode d'ensemble basée sur des arbres de décision. Chaque arbre est entraîné en même temps avec une technique de *bagging* par échantillonnage et sous-échantillonnage aléatoire des prédicteurs. Le Gradient Boosting (GB) [18] est également une technique d'ensemble basée sur des modèles de régressions faibles. Contrairement à la méthode Random Forest, les arbres sont entraînés séquentiellement, sur l'erreur de l'itération précédente. Enfin, on considère le modèle SVR, pour Support Vector Regression [49], qui est une généralisation des modèles linéaires utilisant l'astuce du noyau pour faire face aux non-linéarités.

Toutes ces méthodes sont disponibles dans la librairie python Scikit-learn [62], utilisée par la suite. Pour les méthodes d'ensemble, 100 estimateurs sont utilisés.

De manière générale, on évalue les performances de ce genre de modèles en générant aléatoirement une base d'entraînement et une base de test. Cependant, on se propose ici, pour mieux coller aux enjeux du problème, d'évaluer les potentiels métamodèles à partir des résultats de l'algorithme non assisté. En effet, on veut savoir si le méta-modèle, à partir des points déjà évalués par l'algorithme, est capable de prédire correctement la valeur du fitness pour les points qui vont être évalués, donc potentiellement des solutions de plus haut niveau que la population générale. Il est donc plus intéressant d'utiliser la connaissance des runs précédents plutôt que de sélectionner aléatoirement une base d'entraînement et une base de test parmi toutes les solutions connues. Ainsi, on se propose de mesurer la qualité de la régression au cours des runs déjà effectués. On prendra comme base d'entraînement les points déjà évalués et comme base de test les points restants, et ce pour différents moments du run. On se pose ainsi la question suivante : est-ce que le méta-modèle aurait bien prédit la valeur des solutions de la suite du run ?

Les résultats de cette analyse sont donnés Fig. 5.9, en fonction de l'avancement dans le run. Ainsi, si on regarde le point $n = 5000$, la base d'entraînement est constituée des 5000 points déjà évalués, et la base de test, à partir de laquelle est calculé le coefficient de détermination R^2 , est constituée de tous les points restants du run en question. La courbe s'arrête avant la fin des runs afin de s'assurer qu'il reste au moins 2000 points dans la base de test. Enfin, la moyenne des résultats est calculée sur les différents runs non assistés disponibles, et les barres d'erreurs sont indiquées.

A l'exception de la régression linéaire, tous les modèles testés arrivent, quand le nombre de solutions est important, à modéliser assez correctement le problème, avec des coefficients de détermination supérieurs à 0,9. En particulier, les méthodes Random Forest et SVR donnent les meilleures performances. Cependant, pour un nombre de solutions moins important, les méthodes d'ensemble RF et GB sont capables avec un nombre relativement plus faible de solutions d'offrir une régression de qualité. Le caractère non linéaire du problème est souligné par l'incapacité de la simple régression linéaire à le saisir.

La bonne qualité des régressions RF et GB peut s'expliquer par l'utilisation d'arbres de décisions. En effet, ces arbres sont plus à même de modéliser les effets de seuil qui sont créés par les paramètres, en particulier les vitesses maximales des barres du GCP.

La méthode la plus adaptée au problème semble donc être la méthode Random Forest. Par ailleurs, cette méthode présente un temps d'entraînement faible (voir Fig. 5.10) et qui semble évoluer de manière linéaire avec

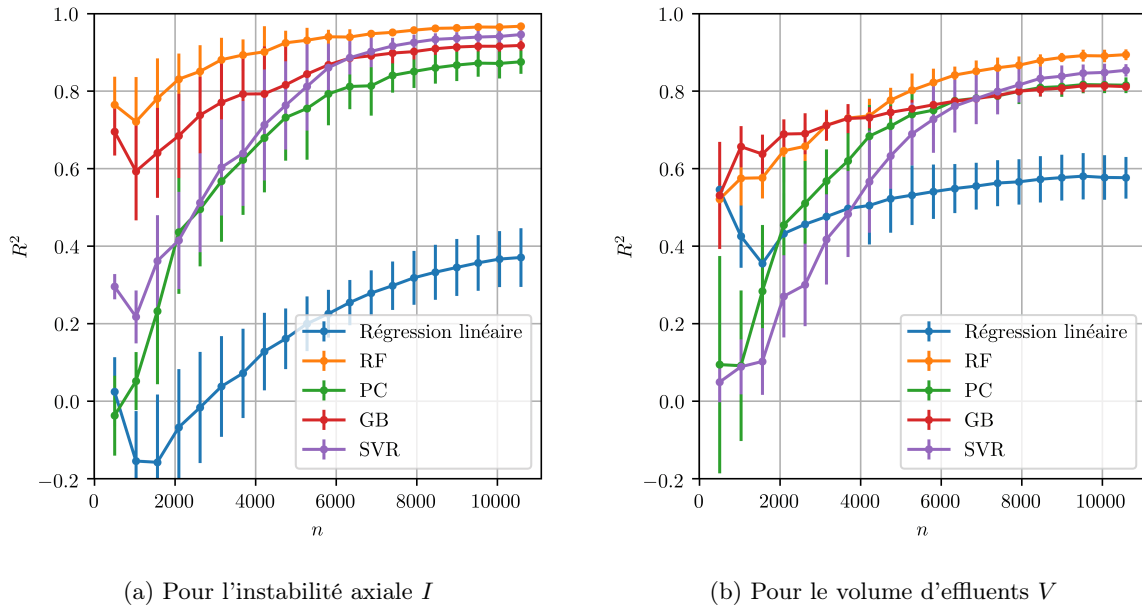


FIGURE 5.9 – Performance des différents méta-modèles candidats sur les runs non assistés de l’algorithme AMW-MOEA/D.

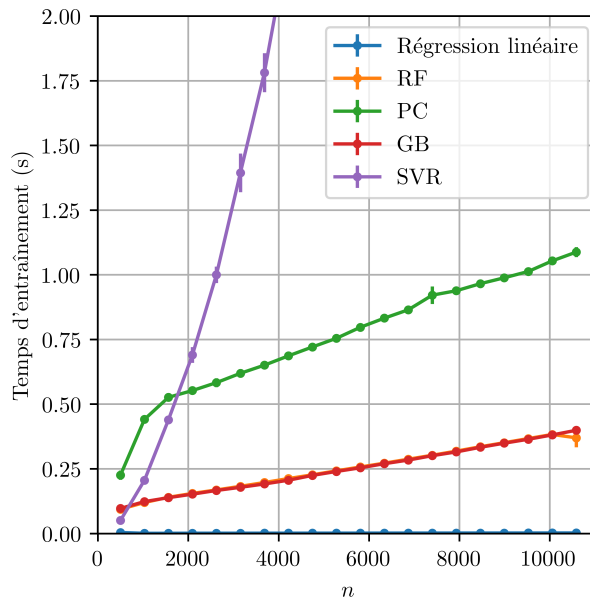


FIGURE 5.10 – Temps total d’entraînement des différents méta-modèles en fonction du nombre de points dans la base d’entraînement.

le nombre de points de la base d'entraînement, garantissant le fait qu'il n'y aura pas d'explosion si le nombre de points évalués était amené à augmenter. Même à la fin du run, avec de nombreux points dans la base, le temps d'entraînement total du Random Forest pour les deux objectifs est inférieur à 0.5s, ce qui devrait permettre au processeur maître de traiter les nouveaux points en moins de 0.8s.

5.3.3 Résultats et discussion

On s'intéresse à la comparaison des runs non assistés à ceux assistés par le méta-modèle avec les différentes configurations du tableau 5.5. Pour chaque configuration, 10 runs de 12 heures sur 1008 processeurs sont évalués, soit un total de 100 800 heures de calcul, de manière à pouvoir comparer aux runs non assistés, également de 12 heures sur 1008 processeurs. Les options de l'algorithme, hors options spécifiques à l'assistance, sont les mêmes que pour les runs non assistés, avec la scalarisation pour les objectifs multi-burnup S1 (moyenne pondérée des volumes d'effluents, valeur maximale de l'instabilité axiale sur le cycle). Le paramètre N_{start} , permettant de régler le démarrage de l'assistance, est réglé à 5000 points, ce qui permet d'après la figure 5.9 d'assurer un coefficient de détermination R^2 supérieur à 0.8 pour les deux objectifs.

On donne figure 5.11 l'évolution de l'hypervolume moyennée pour chaque configuration, ainsi qu'un intervalle de confiance, ici estimé à 3 fois l'écart type de l'hypervolume. Cet intervalle est donné à titre indicatif. Étant donné le faible nombre de runs considérés, la variance de l'écart type empirique est grande. Un zoom sur la partie assistée est également donné. Les valeurs de l'hypervolume aux instants remarquables des runs sont données dans le tableau 5.6. On s'intéresse à la valeur de l'hypervolume au début de la phase assistée, à la fin des runs, ainsi qu'à la différence d'hypervolume entre le début de la phase assistée et la fin du run.

TABLE 5.6 – Valeurs de l'hypervolume aux différents moments du run. La p-valeur du résultat de comparaison avec les runs non assistés par un t-test de Welsh est donnée entre parenthèses.

Configuration	Hypervolume à $n = 5000$	Hypervolume final	Augmentation d'hypervolume
Sans assistance	56.41 (1.0)	57.74 (1.0)	1.32 (1.0)
FILTRE	55.71 (0.272)	57.78 (0.854)	2.07 (0.193)
ES-FIT	55.0 (0.090)	58.08 (0.154)	3.08 (0.009)
ES-IMP	54.23 (0.067)	57.55 (0.609)	3.32 (0.009)
ES-FIT-PLUS	54.91 (0.060)	57.77 (0.894)	2.86 (0.012)

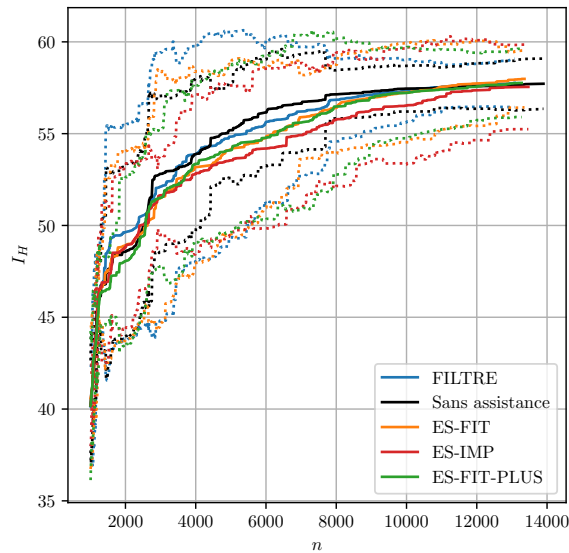
La figure 5.11 montre qu'en moyenne l'hypervolume final n'est pas différent selon la configuration. Le tableau 5.6 confirme que l'hypervolume final est statistiquement identique pour toutes les configurations. Cependant, un zoom sur la partie assistée semble montrer que la pente est plus importante pour les runs assistés, suggérant une accélération de la convergence sur la phase assistée. Les différences d'hypervolume au début de la phase assistée par méta-modèle ne sont pas négligeables. Cependant, elles ne sont pas statistiquement significatives (voir tableau 5.6), ce qui est cohérent avec le fait que la phase initiale de l'algorithme est identique pour toutes les configurations. Cette phase d'initialisation puis de recherche libre est très variable. Afin de mesurer l'importance de l'assistance, il convient donc d'analyser la différence d'hypervolume entre le début de l'assistance et la fin des runs.

Ce résultat est donné dans la dernière colonne du tableau 5.6. Toutes les configurations assistées ont une augmentation moyenne d'hypervolume plus importante que les runs non assistés. Pour la configuration FILTRE, pour laquelle la sélection se fait sur une seule génération de solutions évaluées avec le méta-modèle, la différence n'est pas statistiquement significative. Ceci confirme le résultat de [8] : pour le même nombre de solutions évaluées par le méta-modèle, les performances de l'algorithme sont meilleures en répartissant ces évaluations sur plusieurs générations.

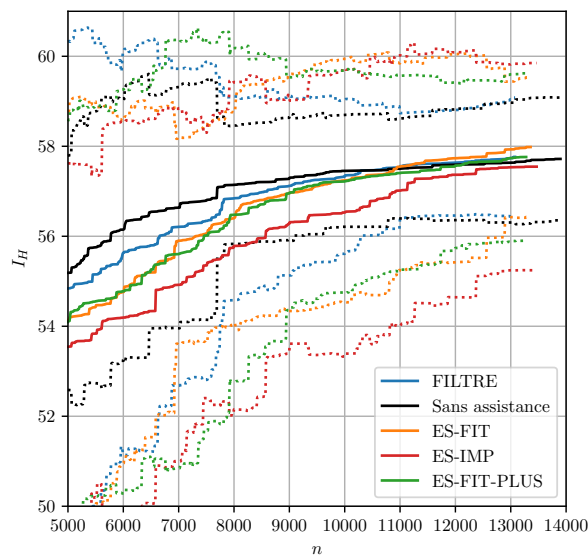
Les trois autres configurations présentent une augmentation d'hypervolume significativement plus élevée que la configuration non assistée. L'hypervolume ne suffit pas à différencier ces trois configurations. En effet, le tableau 5.7 donne les p-valeurs des comparaisons de l'augmentation d'hypervolume entre ces différentes configurations, et montre que les différences de moyennes ne sont pas significatives.

TABLE 5.7 – p-valeur de comparaison de l'augmentation d'hypervolume entre les configurations assistées par t-test de Welsh.

	ES-FIT	ES-IMP	ES-FIT-PLUS
ES-FIT	1.0	0.76	0.73
ES-IMP	0.76	1.0	0.53
ES-FIT-PLUS	0.73	0.53	1.0



(a) Runs complets.



(b) Zoom sur la phase assistée par métamodèle.

FIGURE 5.11 – Évolution de l'hypervolume moyenné sur les différents runs de chaque configuration en fonction du nombre de solutions évaluées (en trait plein). Le trait pointillé donne un intervalle de confiance égal à 3 fois l'écart type sur l'hypervolume. Les détails des configurations sont disponibles dans le tableau 5.5.

On s'intéresse désormais à un indicateur géométrique, pour observer la forme des approximations du front de Pareto. La figure 5.12 donne les différences d'EAF (Empirical Atteintement Function) entre les différentes configurations assistées et les runs non assistés. La zone où l'EAF est différente pour les configurations assistées et non assistées est très étroite, suggérant que les approximations du front de Pareto trouvées par les différentes configurations sont très proches. Les configurations ES-IMP et ES-FIT-PLUS présentent une baisse de l'EAF dans les directions centrales, contrairement à la configuration ES-FIT, pour laquelle cette baisse est très faible. La qualité de l'hypervolume des configurations ES-IMP et ES-FIT-PLUS semblent donc être liées à leurs performances pour les directions extrêmes dans les faibles volumes d'effluents, pour lesquels l'EAF est plus élevée. A cause de la définition de l'hypervolume, cet indicateur est en effet très sensible à un changement de valeur minimale.

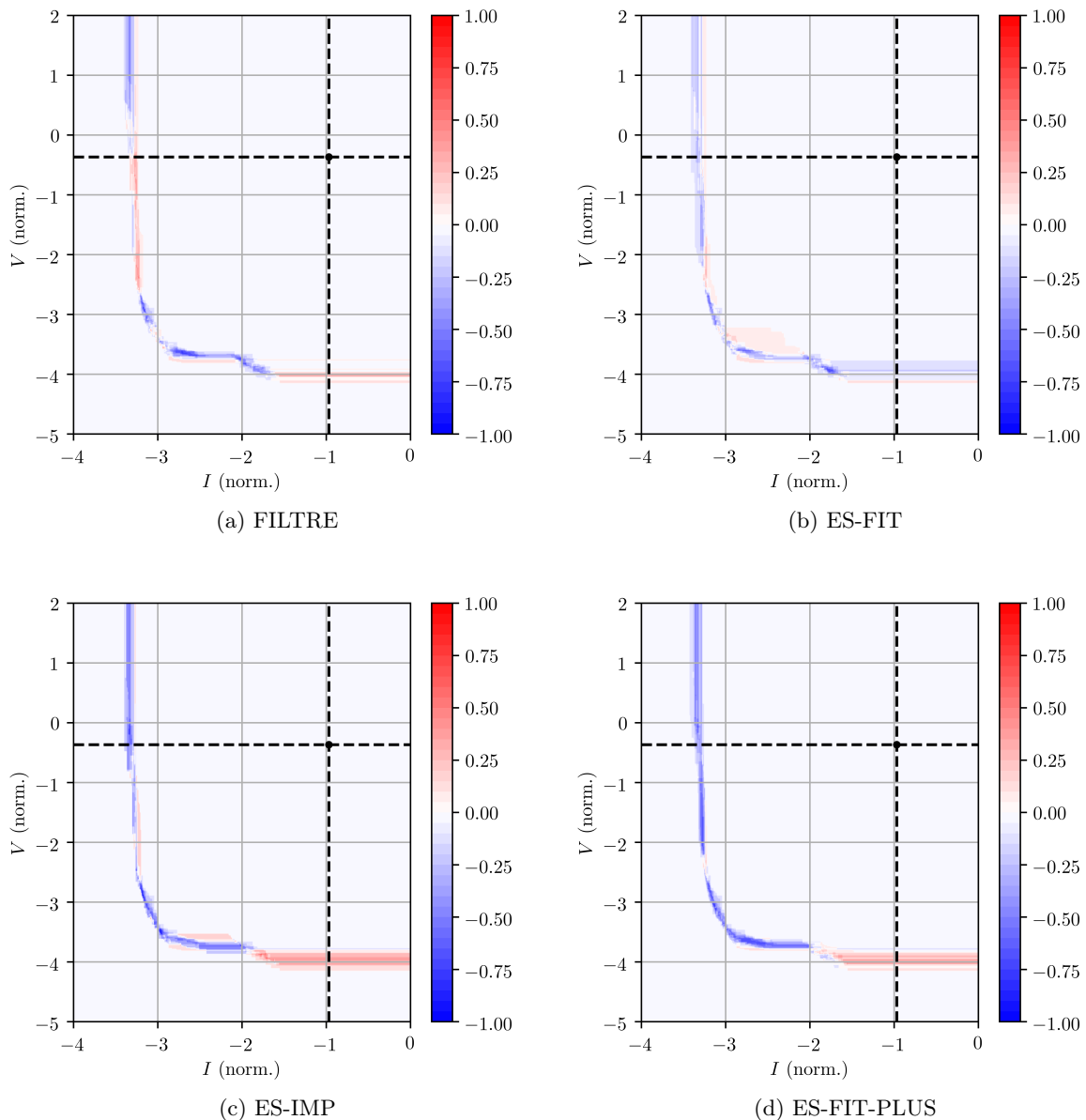


FIGURE 5.12 – Différence d'EAF entre les différentes configurations d'assistance et les runs non assistés. Une valeur positive signifie que l'EAF est plus grande que pour la configuration non assistée.

En conclusion, à partir de l'analyse de l'hypervolume et de l'EAF, la configuration ES-FIT, pour laquelle la sélection d'une solution candidate se fait en minimisant la valeur de fitness locale en effectuant 10 générations d'un algorithme évolutionnaire avec une population de 15 individus, est la plus performante pour ce problème. Cette configuration accélère la convergence de l'algorithme dans sa phase assistée, et permet de «rattraper» des runs pour lesquels la première phase a conduit à un hypervolume faible. On peut donc parler d'accélération, cependant la variance importante de la première phase de l'algorithme ne permet pas d'affirmer que la conver-

TABLE 5.8 – Matrices de confusion pour les différentes configurations, moyennées sur les runs, en pourcentage.

	Améliorant	Non améliorant		Améliorant	Non améliorant
Pred. am.	2.19	25.29	Pred. am.	2.21	31.3
Pred. non am.	3.51	69.0	Pred. non am.	3.07	63.4
(a) FILTRE			(b) ES-FIT		
	Améliorant	Non améliorant		Améliorant	Non améliorant
Pred. am.	2.31	34.19	Pred. am.	2.56	35.29
Pred. non am.	3.03	60.45	Pred. non am.	3.01	59.16
(c) ES-IMP			(d) ES-FIT-PLUS		

gence est accélérée pour le run complet. On peut donc s’interroger sur la pertinence du réglage du paramètre N_{start} . En effet, la variance est faible à l’initialisation, alors que pendant la phase de recherche non assistée par méta-modèle que cette variance augmente. Pour ne pas avoir à «rattraper» des runs ayant eu une phase de recherche non assistée moins efficace, ne faudrait-il pas démarrer l’assistance plus tôt ? Afin de répondre à cette question, et de comprendre pourquoi certaines configurations sont plus efficaces, on s’intéresse à la qualité des prédictions du méta-modèle. Pour se faire, on mesure la matrice de confusion pour chaque configuration. Cette matrice classe les solutions d’après deux questions :

- la solution est prédite améliorante ou non par le méta-modèle ;
- la solution est améliorante ou non selon la fonction originale.

Ici, la notion de solution améliorante désigne une solution qui améliore le fitness courant pour au moins une direction (pas forcément la direction qui a produit cette solution). Entre le moment où la solution a été produite et le moment où la solution est reçue, les valeurs courantes de meilleur fitness ont pu être modifiées, puisque l’algorithme est asynchrone. Ainsi, une solution peut être prédite améliorante, et la valeur des objectifs peut être très proche de la prédiction, mais la solution peut ne pas être améliorante à cause de l’avancement de l’algorithme pendant le calcul de la solution.

Les matrices de confusion pour les 4 configurations assistées sont données dans le tableau 5.8. Pour tous les runs, la proportion totale de solution améliorantes est d’environ 5%. Elle est de 2% pour l’algorithme non assisté, montrant que dans toutes les configurations, l’assistance permet effectivement de trouver plus de solutions améliorantes.

La quantité totale de solutions prédites non améliorantes est importante, de l’ordre de 70% pour toutes les configurations. Ceci suggère que l’algorithme interne d’optimisation permettant la sélection des solutions candidates trouve rarement des solutions candidates qui améliorent le fitness courant. Ce résultat est à la fois lié au modèle, mais aussi au fait que seules 150 solutions sont évaluées pour chaque recherche par métamodèle dans les trois premières configurations. Pour la configuration ES-FIT-PLUS, qui évalue 1500 solutions, ce taux est légèrement plus faible, à 62.2%. La configuration FILTRE est celle qui fournit le moins de solutions prédites améliorantes, ce qui peut en partie expliquer ses moindres performances sur l’amélioration d’hypervolume.

Parmi les solutions prédites améliorantes, le taux de faux positifs est important. Le taux de vrais positifs est quasiment identique pour toutes les configurations. Même en augmentant le nombre de solutions évaluées par le méta-modèle, si la part de solutions prédites améliorantes augmente, ce sont surtout les faux positifs qui augmentent, comme le montre la configuration ES-FIT-PLUS.

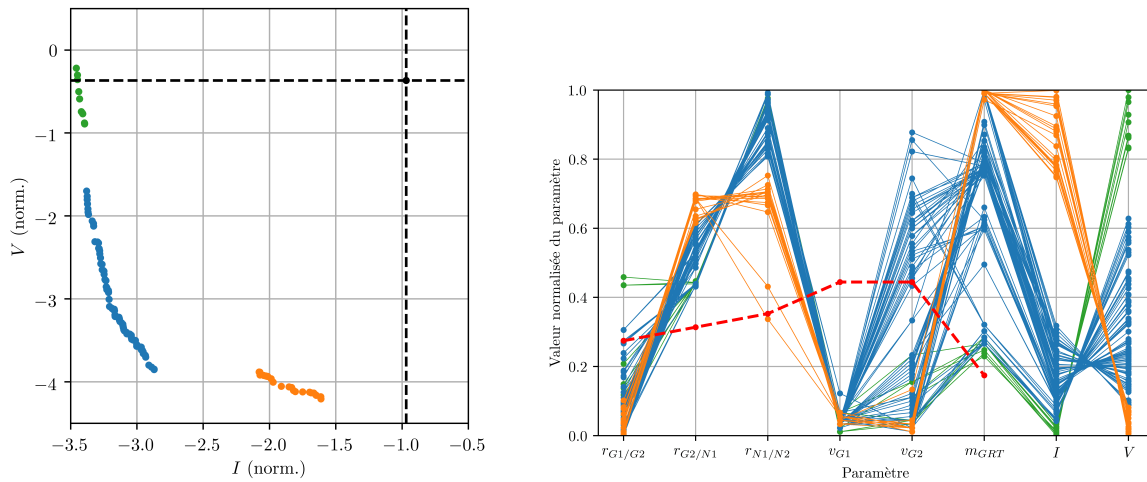
En conclusion, il semble que la configuration de l’assistance ait une influence limitée sur les performances de l’algorithme, dès lors que la recherche de solutions candidates par méta-modèle se fait par une stratégie évolutionnaire avec plusieurs générations. Ce résultat et l’analyse des matrices de confusion suggèrent que le facteur limitant dans ce cas est la qualité du modèle. En particulier, on peut s’interroger sur la sélection de la base d’entraînement, ou la possibilité d’entraîner des modèles par direction ou par zone du front de Pareto comme exploré dans [8], avec des bases de données distinctes. Par ailleurs, il semble que le caractère asynchrone de l’algorithme ait une influence forte sur la pertinence de l’assistance, suggérant comme axe de recherche des stratégies d’assistance prenant en compte le fait que l’algorithme va avancer pendant le calcul de la solution qui est en train d’être sélectionnée. La configuration ES-FIT avec départ de l’assistance après 5000 points évalués est retenue dans la suite de ce document.

5.4 Analyse physique des pilotages optimisés pour le cycle complet

Dans cette section, les solutions performantes pour le cycle complet sont analysées. Dans une première partie, une étude statistique des solutions performantes dans l'espace des paramètres est menée. Ensuite, une solution performante est identifiée, et l'allure des transitoires de puissance est commentée.

5.4.1 Analyse statistique des solutions performantes pour tout le cycle d'exploitation.

Les solutions étudiées dans cette partie sont le résultat de la concaténation des résultats de l'optimisation MBu avec l'algorithme AMW-MOEA/D et l'algorithme SA-AMW-MOEA/D. L'approximation finale du front de Pareto est tracée sur la figure 5.13a dans l'espace objectif MBu normalisé. Les solutions de l'ensemble de Pareto approximé sont données dans l'espace des paramètres en coordonnées parallèles sur la figure 5.13b. Pour plus de lisibilité, les paramètres sont normalisés de 0 à 1 linéairement entre leur valeur minimale et leur valeur maximale. Ces valeurs sont disponibles dans le tableau 3.2. La valeur courante des paramètres est donnée en rouge.



(a) Approximation du front de Pareto dans l'espace objectif MBu normalisé. Les lignes pointillées donnent la valeur courante.

(b) Ensemble de Pareto approximé dans l'espace des paramètres normalisé de 0 à 1 linéairement. Le trait rouge donne le réglage courant.

FIGURE 5.13 – Approximation du front de Pareto dans l'espace objectif et dans l'espace des paramètres.

L'analyse de l'approximation du front de Pareto montre trois ensembles distincts de solutions : un front central offrant un grand nombre de compromis entre les deux objectifs, et deux zones plus extrêmes, offrant une valeur minimale de l'un ou l'autre de ces objectifs. Pour plus de lisibilité, ces groupes de solutions sont représentés avec des couleurs différentes sur toute la figure 5.13.

Si l'on considère d'abord les groupes extrêmes, en vert et orange sur la figure 5.13, on constate que les solutions présentant un très faible volume d'effluents, en orange, correspondent aux plus hautes valeurs de la bande de manœuvre du GRT, et qu'à l'inverse, les solutions donnant la meilleure stabilité axiale sont celles qui ont la plus faible bande de manœuvre du GRT, bien que celle-ci soit supérieure à la valeur courante. En effet, contrairement aux résultats de l'optimisation en début de cycle (Sec. 4.4.2), les solutions présentant une faible bande de manœuvre ne sont pas optimales pour le cycle complet. De même, ces solutions se retrouvent aux deux extrêmes des valeurs du recouvrement entre G2 et N1. Ces deux observations semblent confirmer l'intuition faite lors de l'analyse du paysage de fitness, selon laquelle ce couple de paramètres est dominant dans la répartition du compromis entre volume d'effluents et instabilité axiale.

Les solutions centrales, en bleu sur la figure 5.13, se distinguent notamment par une faible valeur du recouvrement entre les barres G1 et G2 ainsi qu'une vitesse d'insertion maximale très faible pour la barre G1, indiquant qu'il est préférable d'insérer moins d'antiréactivité dans le cœur pendant la baisse de puissance rapide, ce qui a pour double effet de moins perturber le flux, ce qui à terme a un effet positif sur le volume d'effluents.

Cet effet se combine à la grande bande de manœuvre du GRT, qui permet également de retarder la dilution ou la borication.

En revanche, le recouvrement entre les barres G2 et N1, et N1 et N2 est plus élevé que le réglage courant, avec un recouvrement très important entre les barres N1 et N2, ce qui signifie une très forte efficacité différentielle sur la fin de la baisse de puissance, au moment où ces barres s'insèrent, mais également une plus faible insertion. Finalement, cette plus faible insertion des groupes N1 et N2, si elle perturbe plus le flux localement dans le haut du cœur, semble moins perturber l'axial offset qu'une insertion plus importante du groupe N1 seul.

La représentation en coordonnées parallèles de la figure 5.13b présente l'avantage de visualiser des solutions individuelles, et ainsi de pouvoir suivre une solution sur ses différentes composantes. Par contre, elle ne permet pas d'étudier un grand nombre de solutions. En l'occurrence, seules les 138 solutions de l'approximation du front de Pareto sont tracées. Afin d'avoir une approche plus statistique, on s'intéresse aux solutions proches de l'optimalité. Afin de définir le concept de «bonne solution», on commence par restreindre l'ensemble des solutions évaluées à celles du quadrant de l'espace objectif améliorant les deux objectifs par rapport à la référence. On définit ensuite une distance à l'approximation du front de Pareto pour une solution quelconque x :

$$d(x, P) = \min_{y \in P} \sqrt{(V(x) - V(y))^2 + (I(x) - I(y))^2} \tag{5.8}$$

où P est l'approximation de l'ensemble de Pareto. Une fois cette distance définie, on considère les 1000 solutions les plus proches du front de Pareto, et on s'intéresse à la distribution de ces solutions dans l'espace des paramètres. Étant donné le nombre de solutions, on se contente de tracer la distribution indépendamment pour chaque paramètre, car une représentation en coordonnées parallèles serait illisible. Cette distribution est donnée sur la figure 5.14. Cette représentation étant une juxtaposition de distributions, il est impossible d'affirmer qu'une solution passant par exemple par la médiane de tous les paramètres serait performante. En revanche, elle permet de généraliser des observations faites sur l'échantillon réduit des solutions de l'approximation du front de Pareto

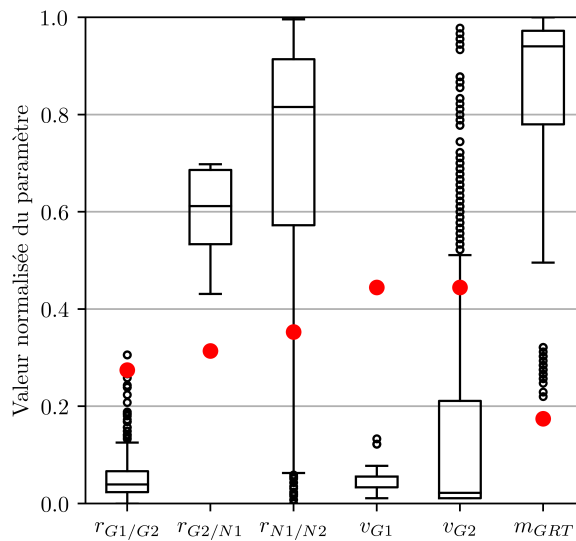


FIGURE 5.14 – Distribution des paramètres de gestion des barres pour les 1000 solutions les plus proches de l'approximation du front de Pareto. Seules les solutions améliorant les deux objectifs par rapport à leur valeur courante sont retenues. La valeur des paramètres courants est donnée en rouge.

La distribution du recouvrement entre G1 et G2 est très resserrée vers les faibles recouvrements, confirmant l'intérêt d'une insertion plus progressive des barres au début du transitoire. De même, la distribution du recouvrement entre G2 et N1 est proche de celle constatée sur l'analyse des seules solutions de l'approximation du front de Pareto, à savoir un recouvrement moyen dans une bande entre 120 et 170 pas, soit vers le milieu de l'insertion totale. De même, la distribution des vitesses maximales d'insertion du groupe G1 confirme l'importance de limiter fortement la vitesse d'insertion de ce groupe pour améliorer les performances de suivi de charge, comme constaté précédemment. Ce résultat avait d'ailleurs été mis en évidence sur plusieurs points de burnups dans l'étude des solutions optimales localement dans le cycle, sur la figure 5.3.

En revanche, la distribution du troisième recouvrement est beaucoup moins resserrée que pour les solutions de l'approximation du front de Pareto. Si la médiane est effectivement très au-dessus de la valeur courante, les

premiers et troisièmes quartiles sont très éloignés, et de nombreux points subsistent avec de faibles valeurs du recouvrement.

La distribution de la vitesse d'insertion maximale du groupe G2 est étalée, mais semble proche de celle constatée sur les solutions de l'approximation du front de Pareto, semblant confirmer que ce paramètre n'est pas un levier d'optimisation très important pour ce problème.

Enfin, la distribution des bandes de manœuvre du GRT pour les bonnes solutions confirme l'observation faite en analysant les solutions de l'approximation du front de Pareto : une grande bande de manœuvre permet une gestion meilleure de l'axial offset et du volume d'effluent. Ce résultat qui semblait contre-intuitif, du fait des fortes perturbations qu'entraîne l'insertion du GRT sur l'axial offset est ici confirmée statistiquement sur 1000 solutions, et non sur les seules solutions de la figure 5.13. On peut noter que sur la figure 5.3, des solutions optimales présentant de faibles bandes de manœuvre existent pour tous les burnups, mais ne se retrouvent pas ici.

Finalement, on retiendra les conclusions suivantes pour les « bonnes » solutions pour le cycle complet :

- le groupe G1 doit s'insérer seul et lentement ;
- le groupe N1 doit s'insérer tôt, et recouvrir en grande partie la barre G2 ;
- le GRT doit avoir une bande de manœuvre importante.

5.4.2 Analyse physique des transitoires de puissance pour une solution optimale

Dans cette section, une solution optimale pour le cycle complet est analysée physiquement. La solution est choisie dans la zone centrale du front de Pareto présenté sur la figure 5.13a. Les valeurs des paramètres pour cette solution sont données dans le tableau 5.9.

TABLE 5.9 – Valeur des paramètres des solutions étudiées

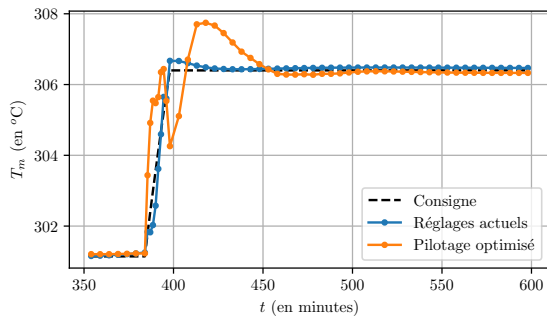
	$r_{G1/G2}$	$r_{G2/N1}$	$r_{N1/N2}$	v_{G1}	v_{G2}	m_{GRT}
Réglages courants	70	80	95	60	60	27
Pilotage optimisé	24	250	215	24	21	97

Par souci de simplicité, on ne s'intéresse à l'allure du transitoire qu'à deux points de burnup, au quart et aux trois quarts du cycle d'exploitation. On se concentre sur la phase de remontée en puissance, mais les observations faites sont valables pour la baisse de puissance également. Au moment de la remontée en puissance, pour ce transitoire, le xénon est à son pic, avec une forte antiréactivité qui va rapidement diminuer au moment de la remontée en puissance. La concentration en bore est à son minimum. Le GRT est fortement extrait, et constitue donc une grande réserve d'antiréactivité prête à compenser la baisse du xénon, d'autant plus que la bande de manœuvre est très importante dans cette configuration. A cause de la position très haute du GRT, et du xénon plus présent dans le bas du cœur, le DPAX est au dessus de sa consigne.

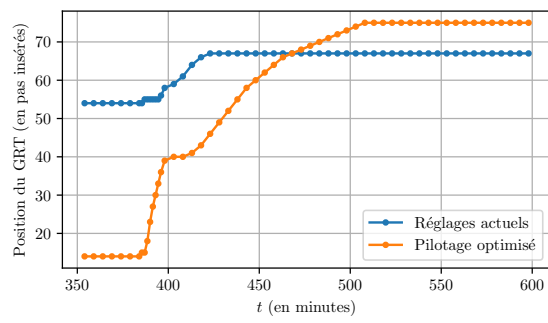
Au moment de la remontée en puissance, le GCP commence à s'extraire. Les barres N1 et N2 fonctionnant avec un très grand recouvrement, elles s'extraient conjointement, créant une variation importante de l'axial offset, visible au deux instants du cycle, ainsi qu'une remontée de la température plus rapide que la consigne. Cet effet est rapidement compensé par l'insertion du GRT. Le GRT fait baisser de manière importante le DPAX pour le faire s'approcher du nouveau DPAX de consigne. L'insertion forte permet, particulièrement au TQDC, de faire baisser significativement l'écart à la consigne du DPAX par rapport aux réglages actuels.

L'oscillation constatée sur le DPAX et la température, correspond au changement de groupe conducteur du GCP. Avec le pilotage simplifié utilisé ici, le GRT surcompense le changement d'efficacité différentielle du GCP en arrêtant son insertion, causant une remontée de la température et du DPAX soudaine. Cet échange entre le GCP et le GRT permettant l'équilibre de la température et du DPAX, ici assez brutal, doit pouvoir être raffiné avec une modélisation plus fine temporellement. Elle n'est pas sans rappeler la gestion du DPAX du mode T de l'EPR, exploitant des mouvements de barres symétriques dans le haut et le bas du cœur [58]. On retiendra que l'utilisation conjointe d'une grande bande de manœuvre pour le GRT et des bons recouvrements permet une meilleure gestion de l'axial offset, sans trop perturber la température par rapport aux réglages actuels.

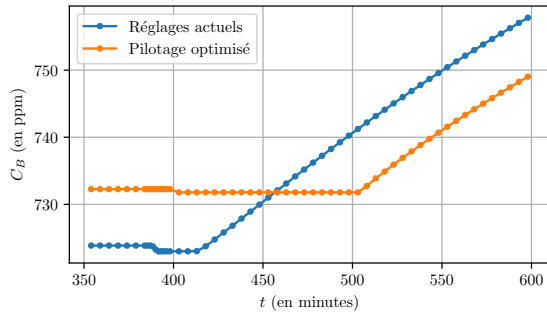
La bande de manœuvre importante du GRT a pour second effet de retarder la borication. Pour le transitoire QDC, la concentration minimale en bore est déjà supérieure à celle obtenue avec les réglages courants. Ceci est lié comme expliqué précédemment à la combinaison d'un retard d'antiréactivité au début de la descente de puissance, et à une plus grande bande de manœuvre du GRT. Au moment de la remontée en puissance, la grande bande de manœuvre permet de compenser l'antiréactivité liée à la baisse de la concentration en xénon, retardant d'environ une heure la borication. Pour le TQDC, les concentrations sont plus proches, mais le retard



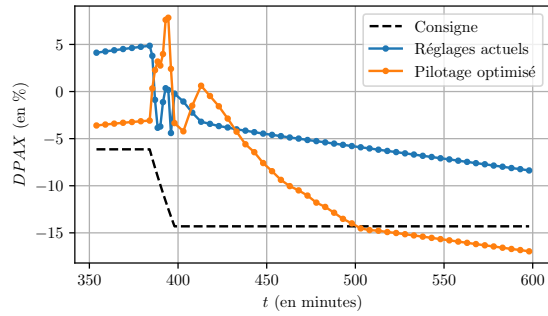
(a) Température moyenne du fluide primaire.



(b) Position du GRT en pas insérés.

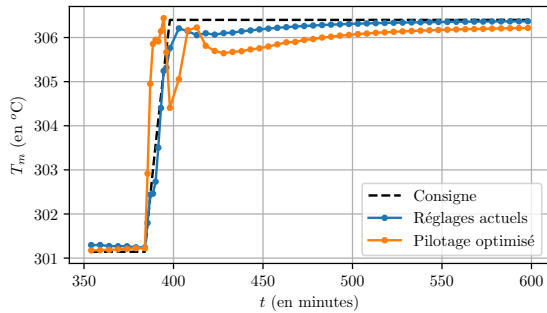


(c) Concentration en bore.

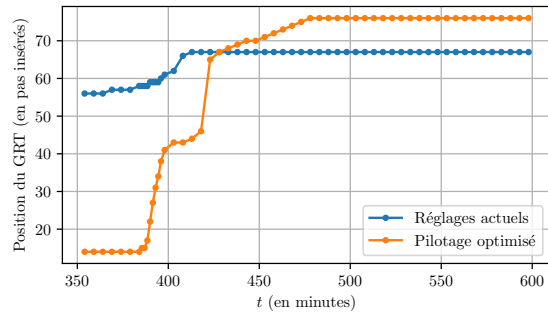


(d) DPAX.

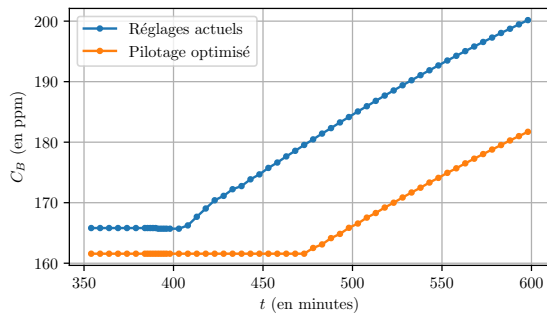
FIGURE 5.15 – Transitoire de puissance optimisé au quart du cycle, zoom sur la montée en puissance.



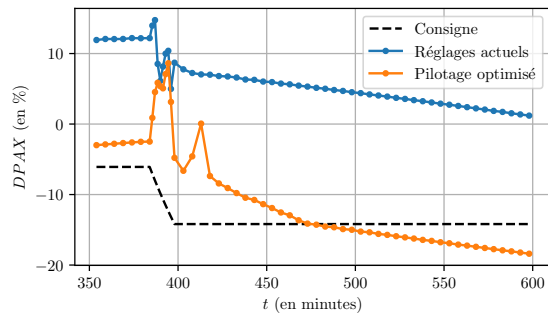
(a) Température moyenne du fluide primaire.



(b) Position du GRT en pas insérés.



(c) Concentration en bore.



(d) DPAX.

FIGURE 5.16 – Transitoire de puissance optimisé aux trois quarts du cycle, zoom sur la montée en puissance.

de borication est similaire. Une fois le GRT très inséré, les borications avec les réglages courants et optimisés ont la même pente, qui correspond à la compensation au fur et à mesure de la variation de xénon.

5.5 Conclusion

L'étude des différents moments du cycle d'exploitation met en relief des différences importantes de performance pour le suivi de charge «6-18». En particulier, le volume d'effluents augmente fortement en fin de cycle, et le cœur devient peu manœuvrable du fait de la faible concentration en bore au début du transitoire. L'optimisation des performances à quatre moments différents du cycle permet de générer des solutions performantes à chaque moment du cycle, et dont certaines maintiennent des performances intéressantes sur les autres instants du cycle. On constate une différence significative de la répartition des solutions dans l'espace de recherche entre l'optimisation en début de cycle et l'optimisation aux autres moments du cycle.

Les différences importantes de comportement aux quatre moments du cycle étudiés nécessitent de définir un nouveau problème d'optimisation intégrant conjointement les différents moments du cycle. Un nouveau problème bi-objectifs utilisant des objectifs calculés à partir des volumes d'effluents et des intégrales d'instabilité axiale des quatre moments du cycle considérés est proposé. La démonstration de la capacité de ce modèle à trouver des solutions performantes tout au long du cycle et même proches de l'optimalité est faite. Afin d'accélérer la résolution de cette nouvelle méthode, un algorithme assisté par un méta-modèle de type *random forest* est développé à partir de l'algorithme AMW-MOEA/D. Cet algorithme permet effectivement d'accélérer en partie la recherche. Cependant, cette accélération est limitée par le caractère asynchrone de l'algorithme. À notre connaissance, la question de la conception d'un algorithme multi-objectifs asynchrone assisté par un méta-modèle est une question ouverte dans la littérature.

L'analyse *a posteriori* des solutions les plus performantes, non dominées ou proches de l'approximation du front de Pareto a été menée. Les solutions performantes issues de ce processus d'optimisation présentent un certain nombre de caractéristiques communes. En particulier, l'intuition selon laquelle la valeur du recouvrement entre les groupes G2 et N1 du GCP et la bande de manœuvre du GRT sont les principaux paramètres réglants pour le volume d'effluents et la stabilité axiale a été confirmée. Les solutions performantes présentent une grande bande de manœuvre du GRT, associée à des paramètres de recouvrements permettant de compenser les effets du GRT sur l'axial offset. Le recouvrement entre les groupes G2 et N1 est augmenté par rapport au réglage courant, et le groupe G1 s'insère quasiment seul, et lentement dans le cœur. Ces solutions permettent d'améliorer à la fois le critère lié au volume d'effluents et celui lié à la stabilité axiale pour le transitoire «6-18», et offrent un grand nombre de compromis entre ces deux paramètres.

Robustesse des gestions de barres optimisées au changement de transitoire de puissance

Les chapitres précédents ont été consacrés à l'optimisation du transitoire «6-18» avec une baisse de puissance à 30%PN, d'abord en début de cycle, puis de manière générale pour tout le cycle d'exploitation. On se propose dans ce dernier chapitre, en guise d'ouverture, de faire un pas de plus vers la généralisation de la démarche en étudiant les performances du suivi de charge pour une variété de transitoires de puissance. On propose pour cela deux approches. La première consiste à optimiser chaque transitoire de manière indépendante et à comparer les distributions des solutions intéressantes dans l'espace des paramètres. La seconde consiste à analyser directement la robustesse des solutions optimisées pour le transitoire «6-18» avec une baisse de puissance à 30%PN, en évaluant les solutions intéressantes de ce transitoire sur les autres transitoires.

La première section de ce chapitre s'attache à l'étude de transitoires proches du transitoire «6-18», en modifiant légèrement la valeur du palier bas, de la pente, et de la durée du palier bas. La deuxième section traite le cas des 4 transitoires types de suivi de charge, à plusieurs niveaux de puissance.

6.1 Robustesse à une modification des paramètres du transitoire de référence

On s'intéresse dans cette partie à une modification des paramètres du transitoire de référence, à savoir le transitoire «6-18» avec baisse de puissance à 30%PN. On considère trois paramètres du transitoire : la hauteur du palier bas, la pente, et la durée du palier bas. Une variation de la hauteur du palier bas va modifier l'amplitude du pic xénon, mais aussi l'insertion des barres dans le cœur, et donc la gestion de l'axial offset. Pour de petites variations de puissance, on peut supposer que le temps caractéristique de l'évolution du xénon est inchangé[26]. La modification de la durée du palier bas va décaler la remontée en puissance par rapport au pic xénon, et donc impacter les performances de la remontée en puissance. Enfin, on s'attend à ce que la baisse de la pente facilite le pilotage, et donc relâche certaines contraintes par rapport au transitoire initial avec la pente maximale autorisée par les STE. Les valeurs retenues pour ces paramètres sont indiquées dans le tableau 6.1. Chaque paramètre est modifié indépendamment, avec les autres paramètres à leur valeur initiale.

TABLE 6.1 – Plan d'expérience pour les modifications du transitoire «6-18». Les valeurs de départ sont en gras.

Paramètre	Symbole	Unité	Valeurs
Puissance du palier bas	P	%PN	30,35,40
Pente	p	%PN/min	4,4,5, 5
Durée du palier bas	T	heures	5, 6,7

Pour chaque configuration, 5 runs de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D sont effectués, avec les paramètres identifiés dans les chapitres 4 et 5. Chaque run est mené sur 1008 processeurs pendant 10 heures. A partir de ces runs, on identifie une approximation du front de Pareto, ainsi que les solutions dites «bonnes», telles que définies dans la section 5.4, à savoir les 1000 solutions les plus proches de l'approximation du front de Pareto et qui se trouvent dans le quadrant de l'espace objectif améliorant les deux objectifs par rapport à la valeur courante.

On analyse dans un premier temps les distributions des «bonnes solutions» pour les différents transitoires modifiés, puis on étudie dans l'espace objectif les différentes approximations des fronts de Pareto et le comportement des solutions optimisées pour le transitoire «6-18» pour les transitoires modifiés.

6.1.1 Adaptation de l'algorithme SA-MOEA/D

On s'intéresse dans ce chapitre à des transitoires différents du transitoire «6-18» pour lequel l'algorithme SA-AMW-MOEA/D a été calibré. On peut en revanche supposer que la physique du problème reste la même, puisqu'on étudie toujours des transitoires de puissance assez proches. Le réglage des paramètres de mutation de l'algorithme, et des paramètres du méta-modèle semblent donc toujours pertinents, ainsi que la définition de l'espace de recherche et de l'espace objectif.

On se pose en revanche la question de la normalisation des objectifs ainsi que de l'initialisation du point objectif z^* . En effet, il semble peu pertinent de mener une étude de marche aléatoire uniquement pour déterminer ces paramètres pour chaque transitoire étudié. Cependant, les objectifs doivent être normalisés, et on souhaite conserver la normalisation par variable centrée réduite, qui permet de mieux homogénéiser non seulement les ordres de grandeurs des objectifs pour la scalarisation mais aussi leur variance.

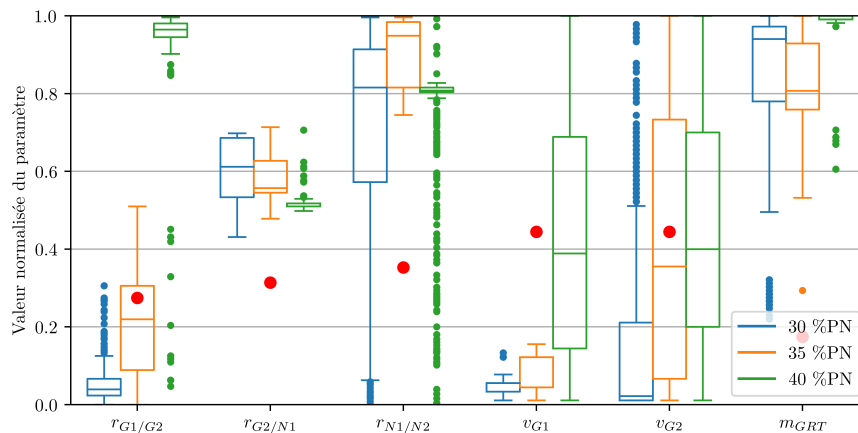
On fait le choix d'utiliser la phase d'initialisation de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D afin de déterminer cette information sans effectuer une marche aléatoire. Ainsi, la valeur moyenne et l'écart type des objectifs sont mis à jour tout au long de la phase d'initialisation¹. Après la fin de la phase d'initialisation, les solutions reçues ne sont plus aléatoires, et on bloque donc les valeurs de la moyenne et de l'écart type des objectifs pour le reste de l'exécution de l'algorithme.

6.1.2 Analyse des distributions des paramètres comparées

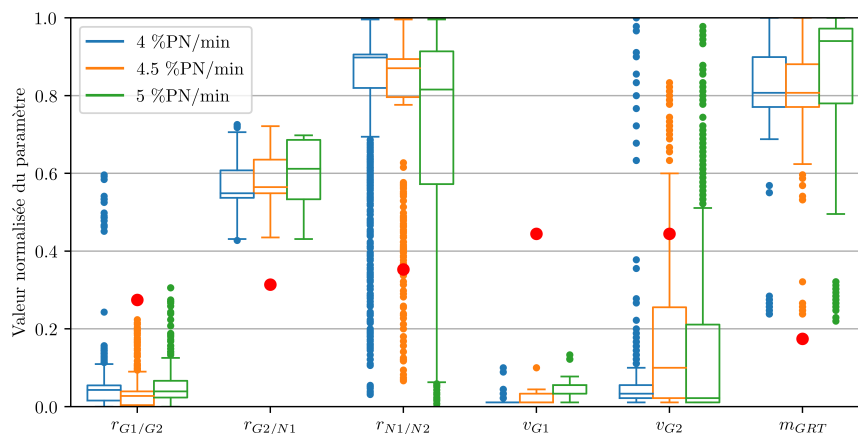
La figure 6.1 donne les distributions comparées des bonnes solutions pour les trois paramètres modifiés du transitoire «6-18» : la pente, la valeur de la puissance sur le palier bas et la durée du palier bas.

On commente dans un premier temps les figures 6.1b et 6.1c qui montrent la variation des bonnes solutions en fonction de la pente et de la durée du palier. Concernant la variation de la pente, les distributions sont très similaires. Le relâchement de la pente par rapport à la pente maximale devrait relâcher certaines contraintes. On constate par exemple que la distribution des recouvrements entre les groupes G1 et G2 montre certaines

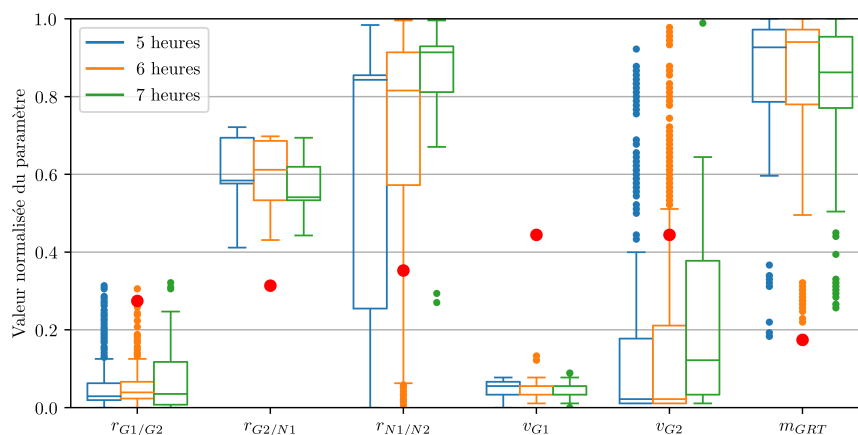
1. L'algorithme évalue dans un premier temps 50 solutions avant d'initialiser les normalisations et les directions.



(a) Variation de la hauteur du palier bas.



(b) Variation de la pente.



(c) Variation de la durée du palier bas.

FIGURE 6.1 – Distributions comparées des bonnes solutions après variation des paramètres du transitoire «6-18». Les valeurs courantes sont données en rouge.

solutions pour lesquelles le groupe G2 peut s'insérer plus tôt, avec un recouvrement plus important, pour la pente de 4%PN/min. Cependant, la contrainte forte sur la vitesse maximale d'insertion de G1 est conservée. Les valeurs préconisées des recouvrements sont similaires. Toutes les valeurs des bandes manoeuvre du GRT pour les bonnes solutions sont au dessus de la bande de manoeuvre actuelle quelle que soit la pente. Cependant, la valeur médiane est inférieure pour les pentes plus faibles, d'environ 15 pas. Les distributions du recouvrement entre G2 et N1 sont très étroites et proches de la distribution du transitoire de référence. Les valeurs des deux paramètres dits importants, v_{G1} et m_{GRT} sont donc conservées.

Concernant la valeur du palier bas, on s'intéresse aux cas 5 heures et 6 heures. Dans ces deux cas, ce qui change est la position de la remontée en puissance par rapport au pic xénon. Remonter en puissance une heure plus tôt n'a pas une grande conséquence sur les paramètres des bonnes solutions. Les distributions sont proches pour tous les paramètres, excepté le recouvrement entre N1 et N2, qui couvre une plus large partie de l'espace de recherche. Les différences sont plus marquées pour une remontée en puissance une heure plus tard. En particulier, la contrainte sur le premier recouvrement est moins forte, avec plus de valeur au delà de 13 pas. La médiane des recouvrements entre G2 et N1 est plus faible d'environ 25 pas, et celle de la bande de manoeuvre du GRT de 11 pas. Dans les deux cas, les valeurs s'éloignent des extrêmes.

Enfin, on s'intéresse à l'effet d'un changement de la valeur du palier bas, de 30 à 40% de la puissance nominale. L'effet sur les distributions des bonnes solutions est plus important que celui d'un changement de pente ou de durée du palier bas. En particulier, les solutions optimisées pour une baisse de puissance à 40% de la puissance nominale sont très différentes, sur le recouvrement entre G1 et G2, la bande de manoeuvre du GRT, le recouvrement entre N1 et N2, ainsi que la vitesse maximale de G1. Concernant le recouvrement entre G1 et G2, la distribution s'élargit vers les valeurs plus grandes de recouvrement, signifiant une insertion plus précoce de la barre G2. En arrivant à 40% PN, s'il reste quelques solutions à faible valeur de recouvrement, il semble que l'optimum pour ce transitoire soit à l'inverse d'insérer les deux barres en même temps dès le début du transitoire, et ce sans forte limitation de la vitesse. Les bonnes solutions utilisent une bande de manoeuvre du GRT très importante, plus encore que pour les transitoires à 35 et 30% PN. La distribution du recouvrement entre G2 et N1 est beaucoup plus étroite, mais dans les mêmes ordres de grandeur.

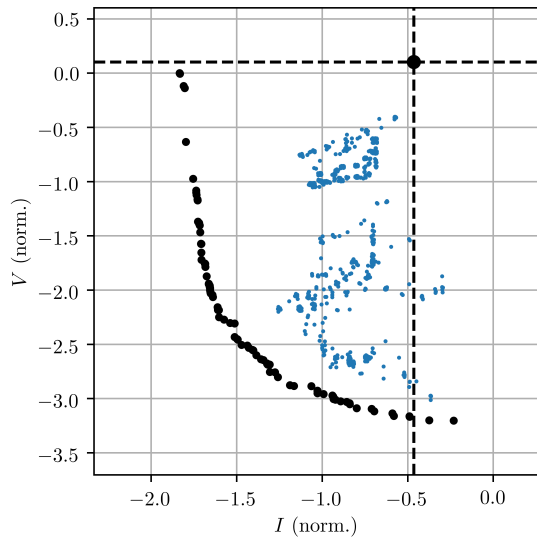
On retient donc de cette analyse qu'une petite modification de la pente ou de la durée du palier bas modifie peu la distribution des solutions intéressantes. C'est la puissance qui semble prépondérante, puisqu'une petite modification de la puissance entraîne un changement important des caractéristiques des solutions intéressantes.

6.1.3 Robustesse des solutions optimisées pour le transitoire de référence

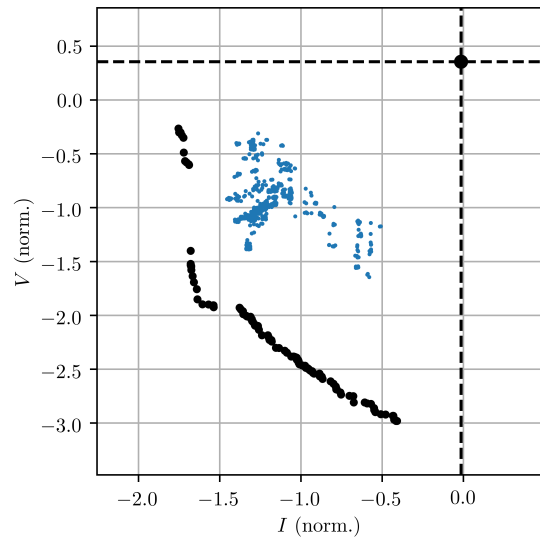
On s'intéresse désormais au comportement des bonnes solutions optimisées pour le transitoire «6-18» de référence lorsqu'elles sont évaluées sur les transitoires modifiés. On trace la distribution de ces solutions dans l'espace objectif du transitoire modifié, ainsi que l'approximation du front de Pareto pour ce transitoire afin de les comparer. Les résultats sont tracés sur la figure 6.2.

On a vu dans le paragraphe précédent que les solutions de l'approximation du front de Pareto sont très différentes lorsque la hauteur du palier bas change (Fig. 6.2a et 6.2b). Cependant, cela ne présage pas du comportement des solutions optimisées pour le transitoire «6-18». On constate justement que ces solutions, si elles ne sont pas proches de l'approximation du front de Pareto, restent pour leur majorité dans le quadrant améliorant les deux objectifs par rapport à la référence. En particulier, pour le cas $P = 35\%PN$, les solutions sont assez proches du front de Pareto selon le critère lié au volume d'effluents, et plus éloignées selon le critère d'instabilité axiale. Pour le cas $P = 40\%PN$, les solutions couvrent une portion faible de l'espace objectif, mais se situant bien dans le quadrant améliorant les deux objectifs. Les solutions sont plus proches du front selon le critère d'instabilité axiale que selon le volume d'effluents.

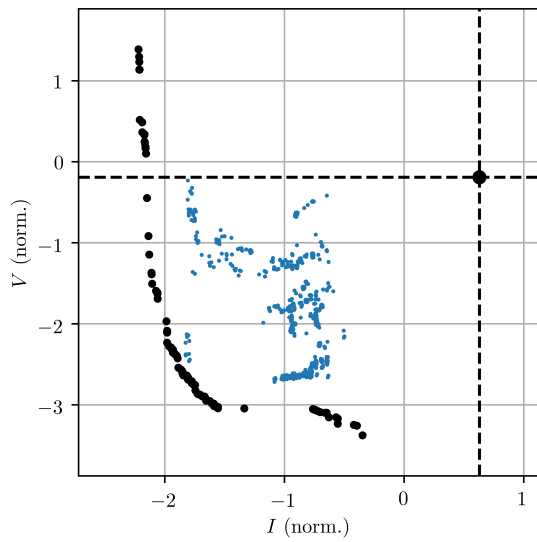
Même si les distributions des bonnes solutions sont très proches, on remarque la même dégradation importante des performances par rapport à l'approximation du front de Pareto en prenant les solutions optimisées pour le transitoire «6-18» quels que soient les paramètres du transitoire perturbé. Néanmoins, à l'exception du cas $P = 40\%PN$, il existe des solutions proches des approximations du front de Pareto pour les différents transitoires perturbés, et offrant une variété de compromis entre les deux objectifs.



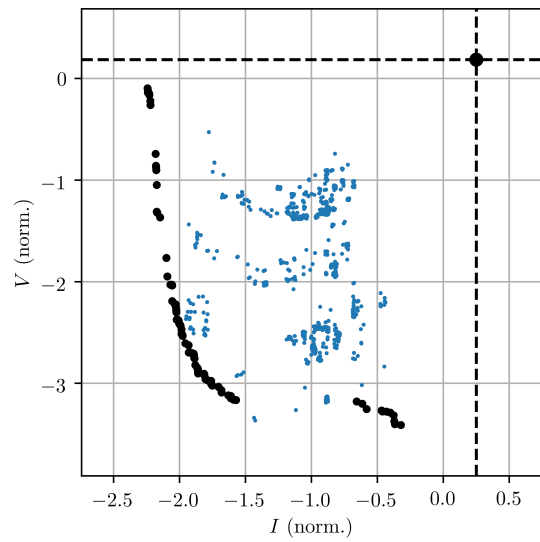
(a) $P = 35\%PN$



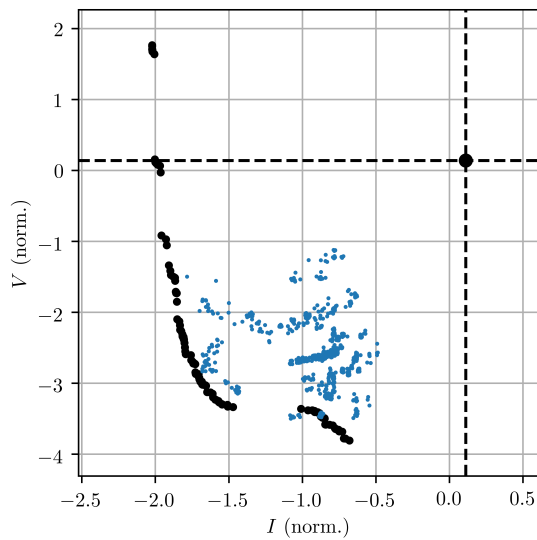
(b) $P = 40\%PN$



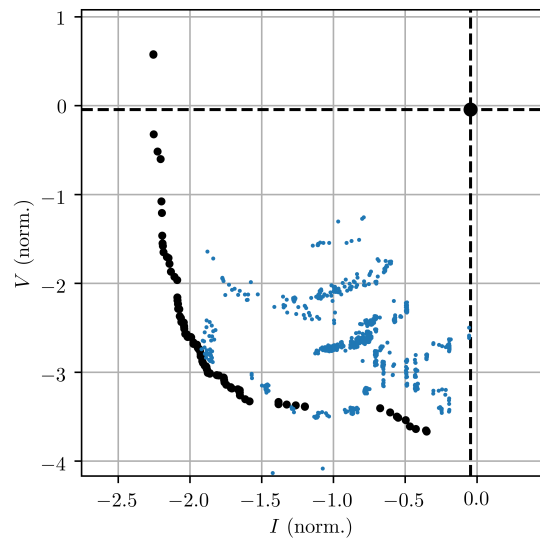
(c) $p = 4\%PN/min$



(d) $p = 4.5\%PN/min$



(e) $T = 5h$



(f) $T = 7h$

FIGURE 6.2 – Bonnes solutions optimisées pour le transitoire «6-18» à 30%PN dans l'espace objectif des transitoires «6-18» modifiés (en bleu). L'approximation du front de Pareto pour chaque transitoire est donnée en noir. Les valeurs courantes sont données en pointillés noirs.

6.2 Robustesse à un changement de type de transitoire de puissance

On s'intéresse désormais à des modifications plus importantes de la courbe de charge. A partir des scénarios de RTE (voir Fig. 1.6b) on peut imaginer une variété de répartitions de la courbe de charge nationale en transitoires de puissance sur chaque centrale pilotée en mode G. Au vu des différences constatées sur les objectifs de performance avec de petites modifications du transitoire, on comprend que le dispatching lui-même a un rôle important dans la performance globale du parc, en particulier du fait des épuisements différents des différentes centrales. Cependant, l'étude du dispatching ne rentre pas dans le cadre de cette étude.

De plus, on se contentera ici d'étudier les transitoires types déjà effectués sur les centrales françaises, et listés sur la figure 1.8. On étudie chacun de ces 4 transitoires pour deux valeurs de puissance : 30%PN et 50%PN. Ce choix est un choix arbitraire, mais cohérent avec le but global de la thèse, à savoir améliorer les performances du suivi de charge actuel. D'autres pistes de recherche auraient pu être l'étude d'un enchaînement de transitoires sans un palier haut long, ou des transitoires à multiples paliers.

Comme pour l'analyse des modifications du transitoire «6-18», on étudie dans un premier temps les distributions des bonnes solutions optimisées pour chaque transitoire dans l'espace des paramètres, puis la robustesse au changement de transitoires des bonnes solutions pour le transitoire «6-18» dans l'espace objectif. On donne dans le tableau 6.2 les valeurs des paramètres du transitoire pour les différents transitoires étudiés. Le transitoire «6-18» est le plus contraignant, avec la plus grande pente et la plus petite durée de palier bas. Le transitoire avec la plus faible pente est le «3-6-3-12».

TABLE 6.2 – Récapitulatif des paramètres des différents transitoires étudiés

	Valeur du palier bas (en %PN)	Pente (en %PN/min)	Durée du palier bas (en heures)
«6-18»	30	5	6
«6-18»	50	5	6
«8-16»	30	3	8
«8-16»	50	3	8
«3-6-3-12»	30	0.4	6
«3-6-3-12»	50	0.3	6
«12-12»	30	1	12
«12-12»	50	1	12

Pour chaque transitoire, 5 runs de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D sont effectués, avec les paramètres identifiés dans les chapitres 4 et 5. Chaque run est mené sur 1008 processeurs pendant 10 heures.

6.2.1 Analyse des distributions des paramètres comparés

Les distributions des paramètres des «bonnes solutions» sont données pour tous les transitoires figure 6.3. De manière frappante, par rapport aux distributions pour des petites variations du transitoire, les distributions sont beaucoup plus variées.

Si l'on repart des conclusions de la seule analyse du transitoire «6-18» à 30%PN, on constate :

- que pour tous les autres transitoires, il n'est pas nécessaire de baisser la vitesse maximale du groupe G1, confirmant que cet effet est non seulement dû à la pente forte mais aussi à la forte baisse de charge ;
- que les meilleures valeurs du recouvrement entre G1 et G2 dépendent fortement du transitoire de puissance, et vont des valeurs très faibles aux valeurs très fortes en passant par des valeurs moyennes.

En revanche, d'autres observations se maintiennent. La bande de manœuvre doit effectivement augmenter pour tous les transitoires. Le recouvrement entre les groupes G2 et N1, contrôlant le début de l'insertion des barres noires du GCP doit effectivement avoir une valeur moyenne, variant selon les transitoires de 120 à 170 pas. Ces deux observations confortent l'hypothèse que ces paramètres sont les principaux paramètres importants du problème, et on peut désormais conclure que le réglage pertinent de ces paramètres n'est que peu dépendant du transitoire considéré.

Les distributions du recouvrement entre N1 et N2 sont plus resserrées pour la plupart des transitoires que pour le «6-18» à 30%PN. Il semble ainsi qu'une insertion quasiment conjointe de N1 et N2, avec donc une insertion moins importante des barres noires dans le haut du coeur soit favorisée.

Si l'on observe la figure 6.3 par ligne ou par colonne, on ne constate pas de similitudes particulières à part les observations faites-ci-dessous. Ainsi il semble que la forme et la valeur de la charge jouent autant l'un que

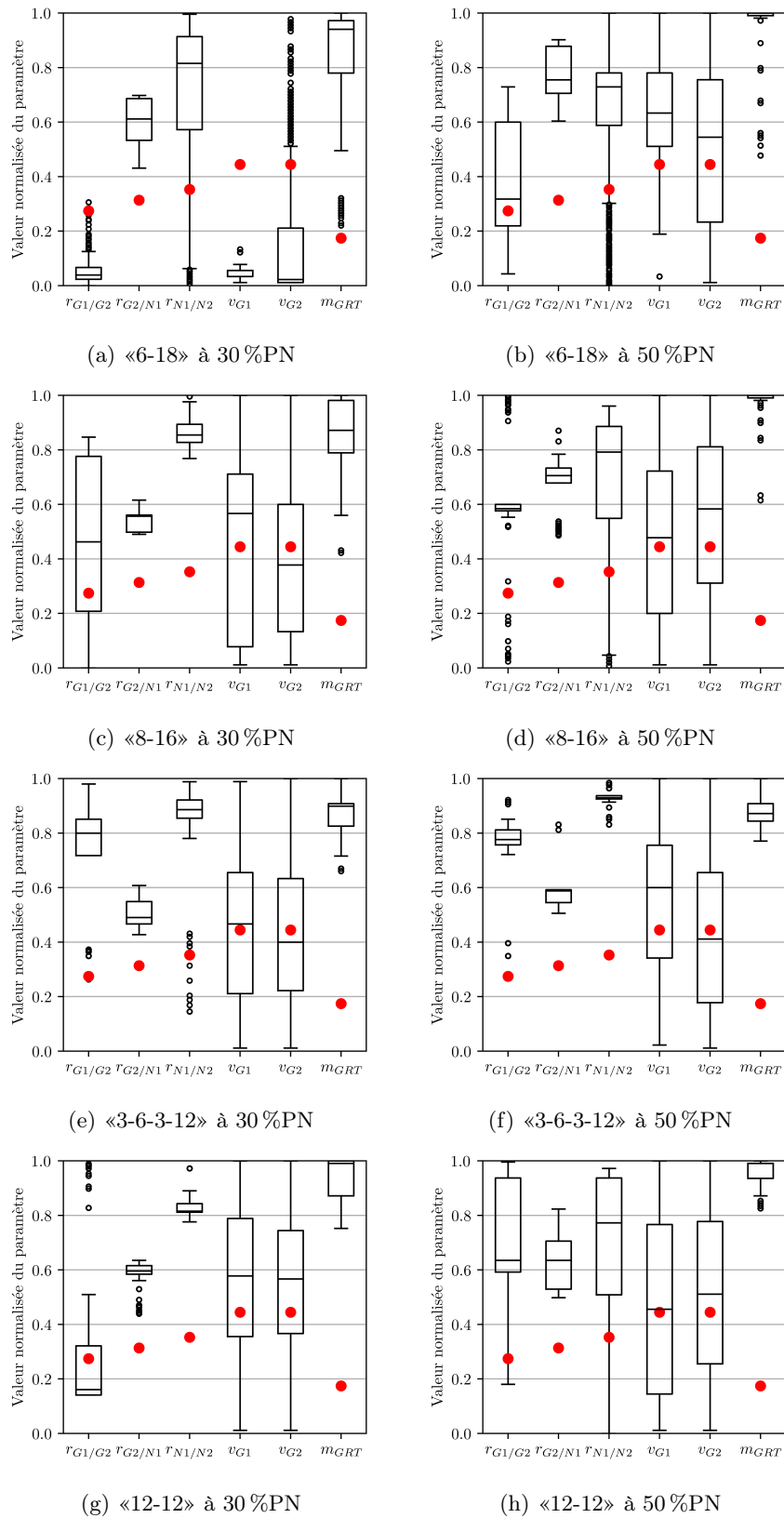


FIGURE 6.3 – Distributions comparées des bonnes solutions pour les différents types de transitoire, à 30 et 50 %PN. Les valeurs courantes sont données en rouge.

l'autre, ainsi on ne peut pas dire par exemple que le transitoire «6-18» à 30%PN/min soit plus proche du transitoire «6-18» à 50%PN/min que d'un autre transitoire, ni que les transitoires de même puissance soient plus semblables.

6.2.2 Robustesse des solutions optimisées pour le transitoire de référence

On s'intéresse désormais au comportement des solutions optimisées pour le transitoire «6-18» à 30%PN/min pour les autres transitoires, sur la figure 6.4. Si l'on considère dans un premier temps les approximations du front de Pareto pour chaque transitoire, on constate un front large avec de nombreux compromis possibles entre les objectifs, et dans tous les cas, la majeure partie des solutions améliorant à la fois le volume d'effluents et la stabilité axiale. Cette qualité de l'approximation du front de Pareto pour les différents transitoires confirme la robustesse de l'algorithme SA-AMW-MOEA/D.

Comme pour les modifications légères du transitoire «6-18», les bonnes solutions de référence sont généralement proches des approximations du front de Pareto pour les autres transitoires. A l'exception des transitoires «3-6-3-12» et «12-12» à 30%PN/min, la majeure partie des solutions reste dans le quadrant améliorant les deux objectifs, confirmant l'intérêt de ces solutions. L'écart constaté ne semble pas être plus grand pour ces transitoires complètement différents du transitoire de référence, que pour les modifications du transitoire de référence de petite amplitude de la figure 6.2, bien que les distributions soient très différentes. On constate ainsi la diversité des solutions du quadrant améliorant les deux objectifs pour tous ces transitoires.

Les moins bons résultats de ces solutions pour les transitoires «3-6-3-12» et «12-12» à 30%PN/min, en particulier selon l'axe du volume d'effluents semblent difficiles à expliquer. En particulier, cela ne peut être lié à la pente seule, puisque leurs versions respectives à 50%PN/min, ayant quasiment la même pente, n'ont pas le même problème.

En conclusion, une étude plus approfondie du comportement du réacteur sur les différents transitoires apparaît nécessaire. En particulier, il serait instructif d'évaluer toutes les performances croisées, pas seulement celles des solutions du transitoire «6-18» à 30%PN/min, afin de voir si les distributions de la figure 6.3 sont toutes aussi robustes que celles-ci. De plus, on pourrait imaginer à partir de ces constats un pas de généralisation supplémentaire après le passage d'un seul point du cycle d'exploitation au cycle complet. Cependant, il semble qu'une étape préalable à ces travaux soit l'identification des transitoires qui seraient les plus intéressants au moment du dispatching. Ainsi, la généralisation la plus pertinente de ces travaux serait plutôt l'intégration de la problématique de gestion du réseau en couplage aux simulations à l'échelle d'une centrale.

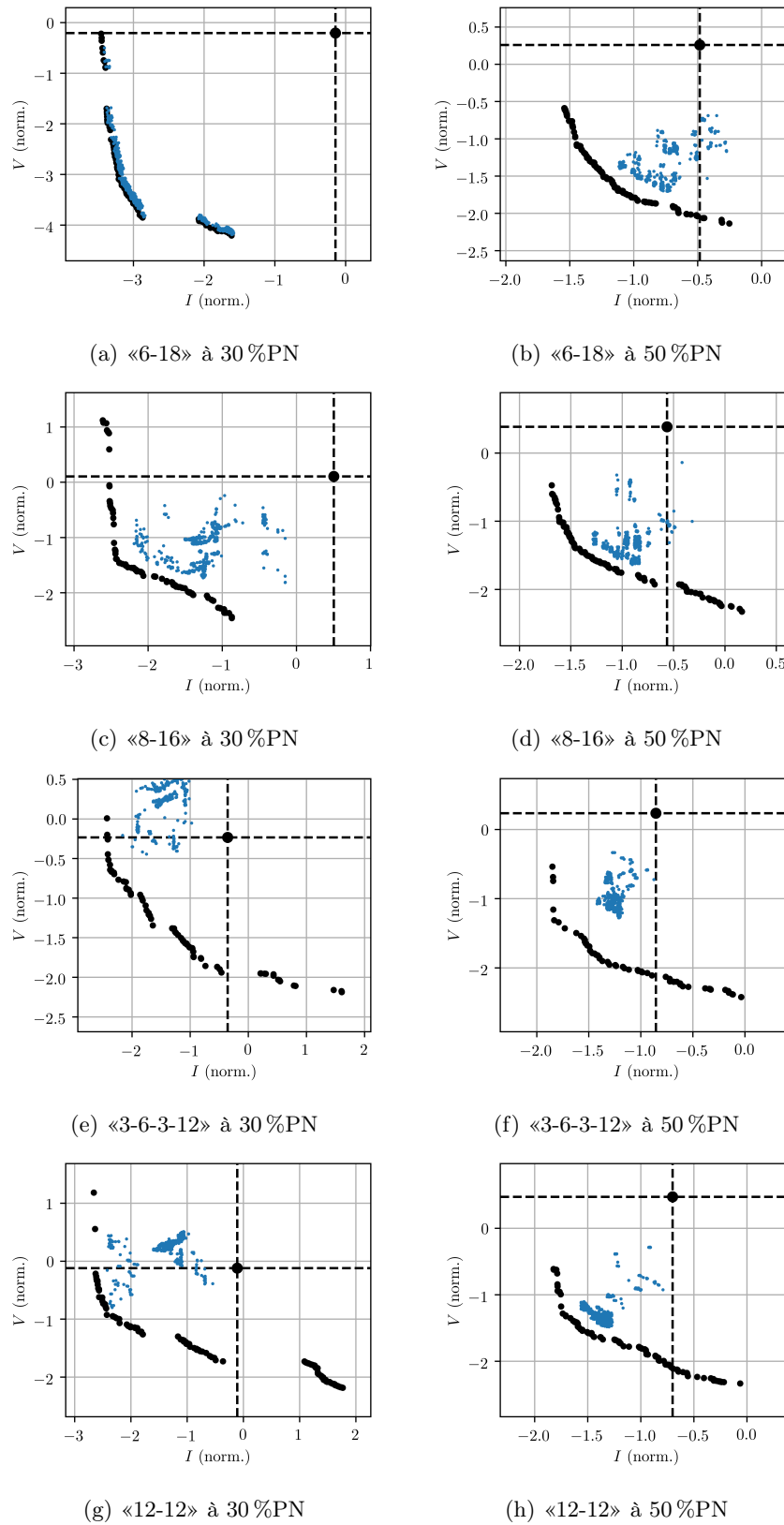


FIGURE 6.4 – Bonnes solutions optimisées pour le transitoire «6-18» à 30 %PN dans l'espace objectif des autres transitoires (en bleu). L'approximation du front de Pareto pour chaque transitoire est donnée en noir. Les valeurs courantes sont données en pointillés noirs.

Conclusion et perspectives

Les transformations de la production d'électricité en France, à savoir le développement accéléré des énergies renouvelables intermittentes, la fermeture des centrales à charbon, la limitation des centrales à cycle combiné gaz, la baisse de la disponibilité des centrales nucléaires constatée par RTE, induisent une pression accrue sur le nucléaire industriel pour assurer le pilotage du réseau électrique. En plus des contraintes techniques, les évolutions des marchés de l'électricité devraient générer des opportunités économiques pour l'extension des options de flexibilité sur les réacteurs à eau sous pression français. Ces transformations devraient avoir lieu à moyen terme, si bien qu'il est impossible de se reposer sur le seul EPR de Flamanville, qui ne pourra pas à lui seul assurer le pilotage du réseau bien que son mode de pilotage soit optimisé pour le suivi de charge. Parmi les réacteurs du parc actuel, on distingue deux modes de pilotage : le mode A, pour une partie des réacteurs de 900MW et les réacteurs N4, peu manœuvrant, qui est le mode de pilotage historique, et le mode G pour les réacteurs de 1300MW et une partie des réacteurs de 900MW, mode conçu dans les années 80 pour en accroître la manœuvrabilité. Étant donné l'horizon temporel de la transformation du réseau électrique, il semble plus vraisemblable de proposer de petites modifications du mode G plutôt qu'une refonte complète du mode A, d'autant plus que les centrales pilotées en mode A, à l'exception des 4 tranches du palier N4, sont les plus anciennes et seront les premières à s'arrêter. En particulier, les paramètres de déplacement du groupe de compensation de puissance (recouvrements, vitesses maximales), ainsi que du groupe de régulation de température, semblent être les bons leviers d'action pour optimiser les performances des réacteurs en suivi de charge sans modifier en profondeur le mode de pilotage. Le réacteur choisi pour cette étude est le palier P4 de 1300MW électriques, mais la méthodologie développée peut très aisément s'adapter aux autres paliers pilotés en mode G.

La modélisation d'un transitoire de puissance sur un réacteur nécessite non seulement une modélisation du cœur du réacteur mais aussi une modélisation du système secondaire, puisque les déséquilibres de puissance entre le groupe turboalternateur, les générateurs de vapeur et le cœur sont le moteur de ces transitoires. Cependant, les transitoires de puissance ont des cinétiques suffisamment lentes pour pouvoir proposer des modèles ponctuels simplifiés des différents éléments du secondaire. La modélisation mise en œuvre du cœur repose sur un modèle 3D statique incluant les effets neutroniques, thermohydrauliques et thermomécaniques, couplé à une modélisation ponctuelle des effets cinétiques. Ce premier couplage constitue le premier étage du modèle du réacteur. Il possède la cinétique la plus rapide, car les effets neutroniques sont plus rapides que les effets de thermohydraulique à l'échelle du réacteur. Ce modèle du cœur a été développé par MUNIGLIA [54]. Le modèle de cœur est inséré dans une boucle décrivant le comportement du réacteur complet, à la cinétique plus lente. Ce modèle repose sur des modélisations ponctuelles des échanges entre les boucles primaire et secondaire, ainsi qu'un bilan de puissance dans la boucle primaire et un bilan de puissance dans la boucle secondaire. Pour les transitoires considérés, ces bilans globaux sont suffisants pour décrire le comportement du secondaire, ce qui a été confirmé en comparant les résultats obtenus avec le simulateur à ceux obtenus avec le code de simulation thermohydraulique CATHARE2®.

Le mode G est un mode de pilotage semi-automatique : les barres de contrôle bougent de façon automatique, et la concentration en bore est contrôlée manuellement par l'opérateur. Cette particularité, ainsi que l'insertion du mouvement des barres dans le modèle du réacteur compliquent la modélisation. En effet, l'hypothèse d'une évolution quasi statique du cœur aux différentes échelles (cœur puis système) nécessite un pas de temps suffisamment grand pour assurer les équilibres. L'ajout du mouvement des barres de contrôle avec un pas de temps plus fin, inséré par exemple dans la boucle interne modélisant le cœur, invaliderait cette hypothèse. Il est donc nécessaire de moyenniser le comportement des barres de contrôle sur le pas de temps du simulateur. Ce biais de modélisation permet de reproduire correctement le comportement du mode G, mais implique une perte d'information, en particulier sur le déplacement fin du groupe de régulation de température et les paramètres associés (vitesses minimales et maximales, bande morte de température,...). Cependant, l'intérêt de ce modèle, comparé à un modèle avec un pas de temps plus fin, ne faisant pas l'hypothèse d'un comportement quasi statique, est que le temps total de calcul s'en trouve extrêmement réduit, environ 15 minutes pour le calcul d'un transitoire de 24 heures.

Le simulateur permet d'évaluer une grande variété d'observables mesurant les performances du réacteur pour

un transitoire donné, qu'elles soient liées à la stabilité de la distribution de puissance au cours du transitoire, au coût du transitoire, direct ou indirect, ou à la sûreté. En particulier, le risque relatif à l'interaction pastille gaine est un aspect important de l'étude du comportement du réacteur face à des variations de puissance régulières, et un critère permettant de l'estimer est élaboré grâce à la connaissance locale de la puissance dans le cœur en 3D. Afin d'aborder le problème de façon systématique, nous avons développé une méthode fondée sur l'analyse des paysages de fitness associés à chaque observable. Cette méthode repose sur un échantillonnage de l'espace de recherche par des marches aléatoires afin de recueillir des informations statistiques sur le comportement des différentes observables lorsque les paramètres de mouvement des barres sont modifiés. Cette méthode a pour but d'aider au choix des observables à optimiser, en regardant les corrélations entre les observables, ainsi qu'à éventuellement réduire l'espace de recherche si certains paramètres n'agissent que peu sur les observables. Dans un premier temps, cette étude est menée pour le transitoire «6-18» à 30% de la puissance nominale, le plus sollicitant pour les REP 1300MW, au début du cycle d'exploitation. L'étude du paysage de fitness a permis de dégager deux groupes d'observables, autour du volume d'effluents générés pendant le transitoire et de la stabilité axiale de puissance. Le choix est fait de ne retenir que ces deux observables.

Dans un deuxième temps, l'étude du paysage de fitness a permis de calibrer l'algorithme asynchrone massivement parallèle MOEA/D développé par MUNIGLIA. Le réglage par l'étude de paysage de fitness permet d'éviter une coûteuse étude paramétrique. En mesurant l'importance des différents leviers d'optimisation dans la variation des objectifs, il est possible d'ajuster les paramètres de mutation de l'algorithme afin d'en améliorer les performances. Cette double utilisation de l'analyse du paysage de fitness, d'abord pour l'aide à la décision dans la définition du problème d'optimisation, puis comme aide au réglage des paramètres d'un algorithme d'optimisation peut être généralisée à une grande variété de problèmes d'ingénierie, pour lesquels les observables intéressantes sont souvent nombreuses.

L'étude physique des solutions de l'optimisation bi-objectifs en début de cycle montre une variété de compromis permettant d'améliorer l'un et ou l'autre des objectifs, principalement conditionnés par la valeur de la bande de manœuvre du GRT et le recouvrement entre les groupes G2 et N1 du GCP. Ce résultat était intuitif étant donnée la grande importance de ces paramètres constatée lors de l'étude des paysages de fitness. Cependant, ces solutions sont spécifiques au début du cycle, et la question se pose de trouver des solutions performantes tout au long du cycle d'exploitation. Pour trouver ces solutions, un nouveau problème a été défini, utilisant les résultats du suivi de charge à 4 points du cycle d'exploitation. Deux critères ont été établis à partir du volume d'effluents et de l'instabilité axiale à chaque point du cycle.

D'un point de vue de la conception d'algorithmes, ce problème peut être résolu avec le même algorithme AMW-MOEA/D que le problème initial. Cependant, le temps de calcul ayant été multiplié par 4, il est apparu utile de trouver une façon d'en accélérer la convergence. Nous avons pour cela proposé un algorithme assisté par un méta-modèle du problème, entraîné à chaque itération de l'algorithme sur les points déjà calculés par l'algorithme. Le méta-modèle est utilisé pour générer une solution candidate par une stratégie d'optimisation évolutionnaire au lieu d'utiliser directement un mutant de la solution initiale. A notre connaissance, il n'existe pas d'étude systématique des différentes architectures d'algorithmes MOEA/D parallèles asynchrones assistés par un méta-modèle. Nous avons ainsi choisi une architecture simple afin de mesurer l'intérêt du méta-modèle pour ce problème et ce type d'algorithme. Les performances du nouvel algorithmes se sont révélées meilleures que celles de l'algorithme initial, mais des limitations apparaissent, liées à la qualité de la régression ainsi qu'au caractère asynchrone du modèle. L'utilisation d'un modèle entraîné sur l'ensemble des solutions déjà évaluées permet une bonne qualité de régression sur l'ensemble de l'espace de recherche, mais semble moins pertinente que des modèles plus locaux, entraînés sur une partie des solutions évaluées. Par ailleurs, le caractère asynchrone induit une différence d'information entre le moment où la solution est choisie, et le moment où la solution est évaluée, du fait du temps de calcul. Entre ces deux moments, l'algorithme a progressé, si bien qu'une solution jugée intéressante au moment de sa sélection, peut ne plus l'être à la fin de son calcul. Ces questions de conception d'algorithme assisté par un méta-modèle dans ce cadre parallèle asynchrone restent ouvertes.

L'algorithme AMW-MOEA/D assisté par méta-modèle permet de générer une variété de solutions capable d'améliorer l'un et ou l'autre des objectifs par rapport aux réglages actuels sur l'ensemble du cycle. L'étude de ces solutions a montré qu'elles sont performantes non seulement selon les objectifs agrégés pour le cycle complet, mais pour les différents points du cycle individuellement, à l'exception du début du cycle selon le volume d'effluents. Cette exception peut s'expliquer par le fait que les solutions très performantes pour le volume d'effluents en début de cycle sont très différentes des solutions performantes pour les autres points du cycle, et *a fortiori* pour les solutions performantes pour le cycle complet. Ce résultat confirme l'intérêt de la démarche : il est effectivement possible de trouver une variété de solutions permettant de réduire le volume d'effluents et d'améliorer la stabilité de la distribution axiale de puissance, à tous les instants du cycle, et ce en respectant les marges d'arrêt du réacteur ainsi que le seuil d'alerte de la puissance linéique. Ces solutions présentent deux points communs principaux : une plus grande valeur de la bande de manœuvre du groupe de régulation de température, ainsi qu'un recouvrement entre les groupes G2 et N1 proche de la moitié de l'insertion, impliquant

une entrée des barres noires du GCP dans le cœur plus tôt au cours du transitoire. La vitesse du groupe G1 est limitée, de façon à réduire son impact sur la distribution de puissance au début du transitoire.

L'étude du comportement de ces solutions pour des transitoires différents du transitoire «6-18» à 30% de la puissance nominale a montré que ces conclusions peuvent être étendues aux autres transitoires de puissance, à l'exception de la condition sur la vitesse maximale du groupe G1. D'un point de vue pratique, ces similitudes dans les distributions des solutions d'intérêt ainsi que la robustesse des solutions optimisées pour le transitoire «6-18» à 30% suggèrent qu'il est possible de trouver un jeu de paramètres performant non seulement tout au long du cycle d'exploitation, mais également pour une variété de transitoires de puissance. Ce dernier résultat est particulièrement intéressant si l'on considère l'extension des options de flexibilité des réacteurs, et donc la probable apparition de nouveaux transitoires de puissance.

Cette dernière étude a permis également de démontrer la robustesse de la méthodologie d'optimisation, adaptable aux différents transitoires sans nécessité de mener l'étude préalable de paysage de fitness pour chaque cas. La robustesse permet dans tous les cas étudiés de trouver une variété de solutions améliorant la valeur des deux objectifs, avec différents compromis accessibles. En particulier, les paramètres de l'algorithme AMW-MOEA/D assisté par méta-modèle, réglés grâce à des études *off-line*, offrent de bonnes performances dans toutes les situations étudiées.

Enfin, si nous avons montré dans ces travaux qu'il était possible de réduire le volume d'effluents ainsi que l'instabilité axiale de la puissance tout au long du cycle d'exploitation et pour une variété de transitoires de puissance, les valeurs associées à ces objectifs sont différentes pour les différents transitoires. Ainsi, les performances du parc pour effectuer un transitoire de puissance donné à l'échelle nationale dépend largement des choix de répartitions des transitoires entre les réacteurs. L'optimisation du *dispatching* du programme national de production entre les réacteurs apparaît donc être une facette complémentaire de ces travaux. En poussant jusqu'à 80% du cycle d'exploitation la possibilité de faire des transitoires de puissance de grande amplitude, ces travaux de thèse peuvent faciliter cette répartition en augmentant la part de réacteurs pouvant prendre en charge une partie de la variation de puissance. À ce stade du cycle d'exploitation, l'utilisation d'une extraction du groupe de compensation de puissance sur le palier bas, bien qu'elle empêche la remontée immédiate à la puissance nominale, peut permettre de repousser les limites de la capacité à faire du suivi de charge, et réduire le volume d'effluents pour ces transitoires très coûteux. La méthodologie d'optimisation développée dans cette thèse ainsi que le simulateur de réacteur peuvent être utilisés pour traiter le problème de la répartition de la puissance à l'échelle nationale, afin d'optimiser les performances du parc nucléaire et non d'un réacteur seul.

Liste des acronymes

AO	Axial offset de puissance
BU	Burnup
DDC	Début de cycle
DPAX	Déséquilibre axial de puissance
EAF	Empirical attainment function
EPR	European Pressurized Reactor
GCP	Groupe de compensation de puissance
GRT	Groupe de régulation de température
GV	Générateur de vapeur
IGD	Distance générationnelle inversée
IPG	Interaction pastille-gaine
JEPP	Jour équivalent pleine puissance
LTECV	Loi sur la transition énergétique et la croissance verte
MDC	Milieu de cycle
MOEA/D	Multiobjective evolutionary algorithm based on decomposition
PID	Proportionnel Intégral Dérivé
PN	Puissance nominale
PPE	Planification pluriannuelle de l'énergie
QDC	Quart de cycle
REP	Réacteur à eau sous pression
STE	Spécificités techniques d'exploitation
TGCC	Très Grand Centre de Calcul
TQDC	Trois quarts de cycle

Bibliographie

- [1] H. AGUIRRE et T. KIYOSHI, “Many-objective optimization by space partitioning and adaptive ϵ -ranking on MNK-Landscapes”, in *Proceedings of International Conference on Evolutionary Multi-Criterion Optimization*, SPRINGER, éd., Berlin, 2009.
- [2] E. ALBA et M. TOMASSINI, “Parallelism and Evolutionary Algorithms”, *Trans. Evol. Comp.*, t. 6, n° 5, p. 443-462, 2002, ISSN : 1089-778X. DOI : 10.1109/TEVC.2002.800880. adresse : <https://doi.org/10.1109/TEVC.2002.800880>.
- [3] G. ANSARIFAR et S. SAADATZI, “Sliding Mode Control for Pressurized-Water Nuclear Reactors in load following operations with bounded xenon oscillations”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 76, p. 209-217, 2015.
- [4] K. ASTROM et T. HAGGLUND, “PID Controllers : Theory, Design and Tuning”, *ISA - The instrumentation, systems and automation society*, t. 2, 1995.
- [5] F. BARRÉ, M. PARENT et B. BRUN, “Advanced numerical methods for thermal hydraulics”, *Nuclear Engineering and Design*, 1993.
- [6] V. BARTHELMANN, E. NOVAK et K. RITTER, “High Dimensional Polynomial Interpolation on Sparse Grids”, *Advances in Computational Mathematics*, t. 12, n° 4, p. 273-288, 2000.
- [7] A.-M. BAUDRON et J.-J. LAUTARD, “Minos : a simplified pn solver for core calculation”, *Nuclear Science and Engineering*, t. 155, n° 2, p. 250-263, 2007.
- [8] N. BERVEGLIERI, B. DERBEL, A. LIEFOOGHE, H. AGUIRRE et K. TANAKA, “Surrogate-assisted multiobjective optimization based on decomposition : a comprehensive comparative analysis”, in *Proceedings of the Genetic and Evolutionary Computation Conference*, 2019, p. 507-515.
- [9] S. M. BESSET, “Méthode de contrôle robuste H-infini : étude théorique en dimension infinie, règles de mise en oeuvre, application au pilotage d’un lanceur”, Thèse de doctorat, Université Paris-Sud, 1993.
- [10] N. BEUME, B. NAUJOKS et M. EMMERICH, “SMS-EMOA : Multiobjective selection based on dominated hypervolume”, *European Journal of Operational Research*, t. 181, n° 3, p. 1653-1669, 2007.
- [11] M. BOROUSHAKI, M. B. GHOFrani, C. LUCAS, M. J. YAZDANPANAHI et N. SADATI, “Axial offset control of PWR nuclear reactor core using intelligent techniques”, *Nuclear Engineering and Design*, n° 227, p. 285-300, 2004. DOI : 10.1016/j.nucengdes.2003.11.002.
- [12] C. CANY, “Interactions entre énergie nucléaire et énergies renouvelables variables dans la transition énergétique en France : adaptations du parc électrique vers plus de flexibilité”, Thèse de doctorat, Université Paris Saclay, 2017.
- [13] CEA, *Site internet du cluster Joliot-Curie du TGCC*, www-hpc.cea.fr/fr/complexe/tgcc-JoliotCurie.htm, (accessed 2020).
- [14] L. CLOUVEL, “Uncertainty quantification of the fast flux calculation for a PWR vessel. Data Analysis, Statistics and Probability”, Thèse de doctorat, Université Paris-Saclay, 2019.
- [15] P. COPPOLANI, N. HASSENBOEHLER, J. JOSEPH, J.-F. PETETROP, J.-P. PY et J.-S. ZAMPA, *La chaudière des réacteurs à eau sous pression*, E. SCIENCES, éd. 2010.
- [16] A. DALL’OSSO, “Reducing rod cusping effect in nodal expansion method calculations”, P. of PHYSOR, éd., 2002.
- [17] J. DARONA, “CATHARE2v25-3mod8.84 code : General description”, *Note Technique CEA DEN/DANS/DM2S/ STMF/ LMES/ NT/2018-63808/A*, 2019.
- [18] N. DAWSON-ELLI, S. B. LEE, M. PATHAK, K. MITRA et V. R. SUBRAMANIAN, “Data science approaches for electrochemical engineers : an introduction through surrogate model development for lithium-ion batteries”, *Journal of The Electrochemical Society*, t. 165, n° 2, A1-A15, 2018.
- [19] K. DEB, S. AGRAWAL, A. PRATAP et T. MEYARIVAN, “A Fast and Elitist Multiobjective Genetic Algorithm : NSGA-II”, *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, t. 6, n° 2, p. 182-197, 2002.

- [20] R. DELVAUX, “Développement d’une modélisation multiphysique de type *Best-Estimate* d’un transitoire de suivi de charge dans un REP et analyse physique associée”, Rapport de Stage, CEA - Mines Paristech, 2019.
- [21] E. ELA, M. MILLIGAN, A. BLOOM, A. BOTERRUD, A. TOWNSEND, T. LEVIN et B. FREW, “Wholesale electricity market design with increasing levels of renewable generation : Incentivizing flexibility in system operations”, *Electricity Journal*, t. 29, n° 4, E. LTD, éd., p. 51-60, 2016.
- [22] S. FEUTRY, “Production renouvelable et nucléaire : deux énergies complémentaires”, *La revue générale nucléaire*, t. 1, p. 23-28, 2017.
- [23] GENCI, <http://www.genci.fr/>, (accessed 2020).
- [24] H. GERARD, E. I. RIVERO PUENTE et D. SIX, “Coordination between transmission and distribution system operators in the electricity sector : A conceptual framework”, *Utilities Policy*, t. 50, E. LTD, éd., p. 40-48, 2018.
- [25] X. GLOROT et Y. BENGIO, “Understanding the difficulty of training deep feedforward neural networks”, in *Proceedings of the International Conference on Artificial Intelligence and Statistics*, 2010.
- [26] H. GRARD, *Physique, fonctionnement et sûreté des REP*, E. SCIENCES, éd. 2014.
- [27] T. HARADA et K. TAKADAMA, “Analysis of semi-asynchronous multi-objective evolutionary algorithm with different asynchronies”, *Soft Comput*, 2019.
- [28] D. JONES, M. SCHONLAU et W. WELCH, “Efficient Global Optimization of Expensive Black-Box Functions”, *Journal of Global Optimization*, t. 13, p. 455-492, déc. 1998. DOI : 10.1023/A:1008306431147.
- [29] T. JONES, “One operator, one landscape”, Santa Fe Institute, rapp. tech. 95-02, 1995.
- [30] H. G. JOO, Y. S. JUNG et Y. S. BAN, “Control rod decussing treatment based on local 3-D CMFD calculations for direct whole core transport solvers”, P. of ICAPP, éd., 2014.
- [31] N. KERKAR et P. PAULIN, *Exploitation des coeurs REP*, EDP SCIENCES INSTN, éd. 2008.
- [32] S. S. KHORRAMABADI, M. BOROUSHAKI et C. LUCAS, “Emotional learning based intelligent controller for a PWR nuclear reactor core during load following operation”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 35, p. 2051-2058, 2008.
- [33] J. H. KIM, S. H. PARK et M. G. NA, “Design of a model predictive load-following controller by discrete optimization of control rod speed for PWRs”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 71, p. 343-351, 2014. DOI : 10.1016/j.anucene.2014.04.018.
- [34] J. KNOWLES, L. THIELE et E. ZITZLER, “A Tutorial on the Performance Assessment of Stochastic Multiobjective Optimizers”, Computer Engineering et Networks Laboratory (TIK), ETH Zurich, Zurich, Switzerland, TIK Report 214, 2006.
- [35] J. KNOWLES, “ParEGO : A Hybrid Algorithm With On-Line Landscape Approximation for Expension Multiobjective Optimization Problems”, *Evolutionary Computation, IEEE Transactions on*, t. 10, p. 50-66, mar. 2006. DOI : 10.1109/TEVC.2005.851274.
- [36] H. KONDZIELLA et T. BRUCKNER, “Flexibility requirements of renewable energy based electricity systems - A review of research results and methodologies”, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, t. 53, E. LTD, éd., p. 10-22, 2016.
- [37] M. LAUMANN, L. THIELE et E. ZITZLER, “Running time analysis of evolutionary algorithms on a simplified multiobjective knapsack problem”, *Nat Comput*, t. 3, n° 1, p. 37-51, 2004.
- [38] J.-J. LAUTARD, “La méthode nodale de Cronos : Minos - approximation par des éléments mixtes duaux”, 1994.
- [39] L. LEMAZURIER, P. CHEVREL, M. YAGOUBI et A. GROSSETÊTE, “A Multi-Objective Nuclear Core Control Performing Hot and Cold Leg Temperature Control”, in *2018 European Control Conference (ECC)*, 2018, p. 3050-3056.
- [40] L. LEMAZURIER, M. YAGOUBI, P. CHEVREL et A. GROSSETÊTE, “Multi-objective H_2/H_∞ gain-scheduled nuclear control design”, *IFAC PapersOnLine*, n° 50, 2017.
- [41] G. LI, “Extension for load-follow operation of PWR core by using single- or multi-variable control of state-feedback”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 68, p. 183-192, 2014.
- [42] G. LI, X. WANG, B. LIANG, X. LI, B. ZHANG et Y. ZOU, “Modeling and control of nuclear reactor cores for electricity generation : A review of advanced technologies”, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, n° 60, p. 116-128, 2016. DOI : 10.1016/j.rser.2016.01.116.
- [43] G. LI et F. ZHAO, “Flexibility control and simulation with multi-model and LQG/LTR design for PWR core load following operation”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 56, p. 179-188, 2013.

- [44] G. LI et F. ZHAO, “Load following control and global stability analysis for PWR core based on multi-model, LQG, IAGA and flexibility idea”, *Progress in Nuclear Energy*, n° 66, p. 80-89, 2013.
- [45] G. LI et F. ZHAO, “Multimodel-based power-level control with state-feedback and observer for load-follow PWR core”, *Annals of Nuclear Energy*, n° 63, p. 696-710, 2014.
- [46] A. LIEFOOGHE, F. DAOLIO, S. VEREL, B. DERBEL, H. AGUIRRE et K. TANAKA, “Landscape-aware performance prediction for evolutionary multi-objective optimization”, *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 2019.
- [47] A. LIEFOOGHE, S. MESMOUDI, J. HUMEAU, L. JOURDAN et E.-G. TALBI, “A Study on Dominance-Based Local Search Approaches for Multiobjective Combinatorial Optimization”, in *Engineering Stochastic Local Search Algorithms. Designing, Implementing and Analyzing Effective Heuristics : Second International Workshop, SLS 2009, Brussels, Belgium, September 3-4, 2009. Proceedings*, T. STÜTZLE, M. BIRATTARI et H. H. HOOS, éd. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2009, p. 120-124, ISBN : 978-3-642-03751-1.
- [48] C. LIU, J.-F. PENG, F.-Y. ZHAO et C. LI, “Design and optimization of fuzzy-PID controller for the nuclear reactor power control”, *Nuclear Engineering and Design*, n° 239, p. 2311-2316, 2009.
- [49] I. LOSHCILOV, M. SCHOENAUER et M. SEBAG, “A mono surrogate for multiobjective optimization”, in *Proceedings of the 12th annual conference on Genetic and evolutionary computation*, 2010, p. 471-478.
- [50] A. MAMBRINI et D. IZZO, “Pade : A parallel algorithm based on the MOEA/D framework and the island model”, in *International Conference on Parallel Problem Solving from Nature*, SPRINGER, éd., Cham, 2014.
- [51] M. MCKAY, R. BECKMAN et W. CONOVER, “A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code”, *American Statistical Association*, t. 21, n° 2, p. 239-245, 1979.
- [52] B. MICHEL, C. NONON, J. SERCOMBE, F. MICHEL et V. MARELLE, “Simulation of pellet cladding interaction with the pleiades fuel performance software environment”, *Nuclear Technology*, 2013.
- [53] P. MORILHAT, S. FEUTRY, C. LEMAIRRE et J.-M. FAVENNEC, “Nuclear Power Plant flexibility at EDF”, *VGB Powertech*, t. 5, p. 23-28, 2019.
- [54] M. MUNIGLIA, “Optimisation du pilotage d’un Réacteur à Eau Pressurisée dans le cadre de la transition énergétique à l’aide d’algorithmes évolutionnaires”, Thèse de Doctorat, Université Paris Saclay, 2017.
- [55] M. G. NA, D. W. JUNG, S. H. SHIN, J. W. JANG, K. B. LEE et Y. J. LEE, “A Model Predictive Controller for Load-Following Operation of PWR Reactors”, *IEEE TRANSACTIONS ON NUCLEAR SCIENCE*, t. 52, n° 4, p. 1009-1020, 2005.
- [56] V. L. OCHOA, “Analysis of the Control Rod Cusping Effect and Solutions for the 3D Core Calculator of APOLLO3®”, Rapport de Stage, INSTN, 2017.
- [57] ORGANISATION TOP 500, *Caractéristiques du cluster Joliot-Curie*, www.top500.org/system/179700/, (accessed 2020).
- [58] F. PAIROT, “EPR : High load variation performances with the “TMODE” core control”, P. of the INTERNATIONAL YOUTH NUCLEAR CONGRESS, éd., Interlaken, Switzerland, 2008.
- [59] L. PAQUETE, M. CHIARANDINI et T. STÜTZLE, “Pareto Local Optimum Sets in the Biobjective Traveling Salesman Problem : An Experimental Study”, in *Metaheuristics for Multiobjective Optimisation*, sér. Lecture Notes in Economics and Mathematical Systems, t. 535, Springer, 2004, chap. 7, p. 177-199.
- [60] M. G. PARK et N. Z. CHO, “Nonlinear Model-Based Robust Control of Nuclear Reactor Using Adaptive PIF Gains and Variable Structure Controller”, *Journal of the Korean Nuclear Society*, t. 25, n° 1, 1993.
- [61] L. PAVELSKI, M. DELGADO, C. ALMEIDA, R. GONÇALVES et S. VENSKE, “Extreme Learning Surrogate Models in Multi-objective Optimization based on Decomposition”, *Neurocomputing*, t. 180, nov. 2015. DOI : 10.1016/j.neucom.2015.09.111.
- [62] F. PEDREGOSA, G. VAROQUAUX, A. GRAMFORT, V. MICHEL, B. THIRION, O. GRISEL, M. BLONDEL, P. PRETTENHOFER, R. WEISS, V. DUBOURG, J. VANDERPLAS, A. PASSOS, D. COURNAPEAU, M. BRUCHER, M. PERROT et E. DUCHESNAY, “Scikit-learn : Machine Learning in Python”, *Journal of Machine Learning Research*, t. 12, p. 2825-2830, 2011.
- [63] H. RAKOTOARISON, M. SCHOENAUER et M. SEBAG, “Automated Machine Learning with Monte-Carlo Tree Search”, in *IJCAI-19 - 28th International Joint Conference on Artificial Intelligence*, Macau, China : International Joint Conferences on Artificial Intelligence Organization, août 2019, p. 3296-3303. DOI : 10.24963/ijcai.2019/457. adresse : <https://hal.inria.fr/hal-02300884>.

- [64] F. REHBACH, M. ZAEFFERER, J. STORK et T. BARTZ-BEIELSTEIN, “Comparison of parallel surrogate-assisted optimization approaches”, juil. 2018, p. 1348-1355. DOI : 10.1145/3205455.3205587.
- [65] P. REUSS, *Précis de neutronique*, E. SCIENCES, éd. 2012.
- [66] RTE, “Documentation Technique de Référence Chapitre 4 – Contribution des utilisateurs aux performances du RPT Article 4.1 – Réglage Fréquence/Puissance”, 2009.
- [67] RTE, “Bilan prévisionnel de l'équilibre offre-demande de l'électricité en France”, 2017.
- [68] RTE, “Bilan prévisionnel de l'équilibre offre-demande de l'électricité en France”, 2019.
- [69] S. SAADATZI et G. ANSARIFAR, “Robust observer-based non-linear control for PWR nuclear reactors with bounded xenon oscillations during load-following operation using two-point nuclear reactor model”, *Int. J. Nuclear Energy Science and Technology*, t. 11, n° 1, 2017.
- [70] M. SAGAWA, H. AGUIRRE, F. DAOLIO, A. LIEFOGHE, B. DERBEL, S. VEREL et K. TANAKA, “Learning variable importance to guide recombination”, déc. 2016, p. 1-7. DOI : 10.1109/SSCI.2016.7850229.
- [71] M. L. SAUX, “Comportement et rupture de gaines en zircaloy-4 détendu vierges, hydrurées ou irradiées en situation accidentelle de type RIA”, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2008.
- [72] Y. SHIMAZU, “Xenon Oscillation Control in Large PWRs Using a Characteristic Ellipse Trajectory Drawn by Three Axial Offsets”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, t. 45, n° 4, p. 257-262, 2007.
- [73] S. SMOLYAK, “Quadrature and Interpolation Formulas for Tensor Products of Certain Classes of Functions”, *Doklady Akademii Nauk SSSR*, t. 4, p. 240-243, 1963.
- [74] I. SOBOL, “Distribution of points in a cube and approximate evaluation of integrals”, *U.S.S.R Comput. Maths. Math. Phys.*, t. 7, 1967.
- [75] P. F. STADLER, “Towards a Theory of Landscapes”, in *Complex Systems and Binary Networks*, R. LOPEZ-PENA, R. CAPOVILLA, R. GARCIA-PELAYO, H. WAELBROECK et F. ZERTUCHE, éd., t. 461, Berlin, New York : Springer Verlag, 1995, p. 77-163.
- [76] J. STORK, M. FRIESE, M. ZAEFFERER, T. BARTZ-BEIELSTEIN, A. FISCHBACH, B. BREIDERHOFF, B. NAUJOKS et T. TUSAR, “Open Issues in Surrogate-Assisted Optimization”, in. jan. 2020, p. 225-244, ISBN : 978-3-030-18763-7. DOI : 10.1007/978-3-030-18764-4_10.
- [77] M. TOMASSINI, *Spatially Structured Evolutionary Algorithms*, S.-V. B. HEIDELBERG, éd. 2005.
- [78] I. TOUMI, A. BERGERON, D. GALLO, E. ROYER et D. CARUGE, “FLICA-4 : a threedimensional two-phase flow computer code with advanced numerical methods for nuclear applications”, *Nuclear Engineering and Design*, t. 200, p. 139-155, 2000.
- [79] 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”, Habilitation à diriger des recherches, 2016.
- [80] J. VILLAR, R. BESSA et M. MATOS, “Flexibility products and markets : Literature review”, *Electric Power Systems Research*, t. 154, E. LTD, éd., p. 329-340, 2016.
- [81] R. VUIART, M. BROVCHENKO et J. TAFOREAU, “Impact of core power variations on the fast neutron flux incident on pressurized water reactor vessels”, P. of ICAPP, éd., Juan les Pins, France, 2019.
- [82] N. WAKIM, “Canicule : pourquoi EDF doit diminuer la production des centrales nucléaires”, *Le Monde*, Août 2018.
- [83] N. WAKIM, “Canicule : EDF doit mettre à l'arrêt deux réacteurs nucléaires”, *Le Monde*, Juillet 2019.
- [84] B. WELCH, “The generalization of "Student's" problem when several different population variances are involved”, *Biometrika*, t. 34, n° 1, p. 28-35, 1947.
- [85] S. WRIGHT, “The Roles of Mutation, Inbreeding, Crossbreeding, and Selection in Evolution”, in *Proceedings of the Sixth International Congress of Genetics 1*, 1932, p. 356-366.
- [86] A. YAMAMOTO, “A simple and efficient control rod cusping model for three-dimensional pin-by-pin core calculations”, *Nuclear Technology*, t. 145, 2004.
- [87] X. YANG et L. FU, “Optimal control of xenon oscillations in load follow of a large nuclear reactor”, I. C. A. of NONLINEAR PROGRAMMING et OPTIMIZATION, éd., Capri, Italy, 1985.
- [88] M. ZAEFFERER, J. STORK, M. FRIESE, A. FISCHBACH, B. NAUJOKS et T. BARTZ-BEIELSTEIN, “Efficient global optimization for combinatorial problems”, in *Proceedings of the 2014 Annual Conference on Genetic and Evolutionary Computation*, 2014, p. 871-878.

- [89] S. ZAPOTECAS-MARTÍNEZ et C. COELLO, “MOEA/D assisted by RBF networks for expensive multi-objective optimization problems”, juil. 2013, p. 1405-1412. DOI : 10.1145/2463372.2465805.
- [90] Q. ZHANG et H. LI, “MOEA/D : A multiobjective evolutionary algorithm based on decomposition”, *Evolutionary Computation, IEEE Transactions on*, t. 11, n° 6, p. 712-731, 2007.
- [91] Q. ZHANG, W. LIU, E. TSANG et B. VIRGINAS, “Expensive Multiobjective Optimization by MOEA/D With Gaussian Process Model”, *IEEE Trans. Evolutionary Computation*, t. 14, p. 456-474, juin 2010. DOI : 10.1109/TEVC.2009.2033671.
- [92] M. ZHENG, X. WAN et G. E. KARNIADAKIS, “Adaptive multi-element polynomial chaos with discrete measure : Algorithms and application to SPDEs”, *Applied Numerical Mathematics*, t. 90, p. 91-110, 2015.
- [93] E. ZITZLER, L. THIELE, M. LAUMANN, C. M. FONSECA et V. GRUNERT DA FONSECA, “Performance Assessment of Multiobjective Optimizers : An Analysis and Review”, *IEEE TEC*, t. 7, n° 2, p. 117-132, 2003.
- [94] E. ZITZLER et S. KÜNZLI, “Indicator-based selection in multiobjective search”, in *Parallel Problem Solving from Nature-PPSN VIII*, Springer, 2004, p. 832-842.

Étude d'une modification du mode de pilotage

L'état de l'art des méthodes d'automatique permettant de contrôler le cœur pendant un suivi de charge questionne le contrôle indirect de l'axial offset en mode G. En effet, pour contrôler l'axial offset, l'opérateur a besoin de contourner le mode de pilotage en perturbant volontairement la température avec le bore soluble pour provoquer un déplacement du GRT.

On se demande ici quel serait l'effet d'une prise en compte directe de l'axial offset en modifiant légèrement le principe du pilotage, et en asservissant le bore et le GRT à la température et à l'axial offset au lieu de la seule température avec un contrôle *a posteriori* de l'axial offset.

A.1 Périmètre d'action

Comme on l'a vu, le principal problème du mode G est la gestion de l'axial offset, qui n'est pas prévue de manière automatique. Il semble donc naturel d'aller vers un mode de contrôle où l'axial offset est contrôlé directement. Or, dans le mode G, seule la gestion du bore est laissée manuelle. Le bore n'ayant pas un effet très important sur l'axial offset, il semble utile de «libérer» certaines barres de commande pour les utiliser en régulation de la distribution de puissance.

Le GRT, constitué de barres noires peu insérées dans le cœur, et donc avec une forte influence sur l'AO, semble être le parfait candidat. En effet, nous choisissons de conserver la contrainte de capacité de retour en puissance possible à tout moment, ce qui nous empêche de décalibrer le GCP par rapport à sa référence.

Nous proposons ici d'asservir le GRT avec le bore à la gestion de l'axial offset et de la température. La loi de commande du GRT donnée figure 3.4 est ainsi amenée à évoluer pour prendre en compte l'axial offset, et une nouvelle loi de commande pour la gestion du bore soluble est proposée. Le nouveau schéma de régulation est donné figure A.1.

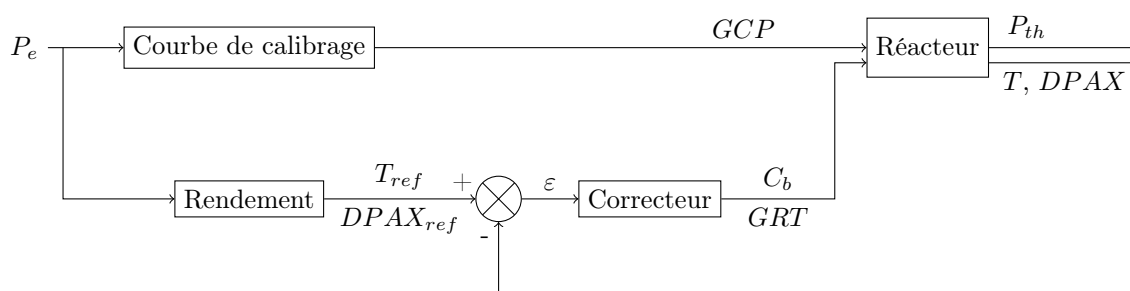


FIGURE A.1 – Schéma de principe du mode G amélioré

Le but de la régulation proposée ici est donc de maintenir la température et l'axial offset dans une bande déterminée autour de leurs valeurs de consignes (qui dépendent du temps). On notera $x(t) = (T(t), DPAX(t))^T$ le vecteur d'état contenant la température et l'axial offset et $x^0(t) = (T^0(t), DPAX^0(t))^T$ le vecteur de consigne.

La puissance ne fait pas partie de ce vecteur d'état. En effet, on considère toujours que la régulation sur la puissance se fait par la commande en boucle ouverte (sans rétroaction) par les GCP au travers de la courbe de calibrage G3. Le but du régulateur présenté ici n'est donc pas d'assurer le transitoire de suivi de charge mais uniquement la régulation de x .

Les critères par lesquels on peut juger la qualité de la régulation sont la vitesse de retour à la consigne, la stabilité (en regardant par exemple la présence d'oscillations, ou l'importance de l'excursion en température à la montée ou la descente en puissance), l'utilisation raisonnée des moyens de contrôle (éviter les aller-retours du GRT), la proximité de la température à sa valeur de consigne... Ce sont les critères classiques permettant de juger un régulateur : vitesse, précision et stabilité.

Une particularité de notre système est qu'il est très perturbé, par la variation de puissance, mais aussi par l'apparition de xénon, qui entraîne une dérive forte de l'état pendant les paliers. Par ailleurs, on peut noter que la variation de consigne est due à la variation de puissance, un effet extérieur à notre régulation.

A.2 Modélisations disponibles

On peut, en plus du modèle 3D disponible dans APOLLO3®, construire un modèle simplifié de l'évolution de l'axial offset et de la température au cours du suivi de charge. On part des effets physiques suivants :

- Lors d'une insertion des barres de contrôle du groupe R, une réactivité négative entraîne une descente de la puissance dans le bas du cœur, d'où une diminution de l'axial offset. Par ailleurs, la température diminue.
- Lors d'une borication, l'insertion d'antiréactivité fait baisser la température. Par ailleurs, le bore étant plus efficace dans le bas du cœur que dans le haut du cœur, la puissance baisse plus dans le bas du cœur que dans le haut, et l'axial offset augmente.

On peut montrer par la simulation que ces effets sont découplés et linéaires autour d'un point de fonctionnement stable du cœur. On peut ainsi écrire :

$$\Delta x = B \begin{pmatrix} \Delta[B] \\ \Delta R \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} b_1 & b_2 \\ b_3 & b_4 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta[B] \\ \Delta R \end{pmatrix} \quad (\text{A.1})$$

La matrice B contient ainsi les efficacités différentielles des différents moyens de contrôle, sur la température et la répartition de puissance. On peut déduire des considérations précédentes que b_1 , b_2 et b_4 sont négatifs, tandis que b_3 est positif. Ainsi, on sait que la matrice B est inversible¹. La matrice B dépend cependant du point de fonctionnement, donc du temps.

Les variations de B sont liées à plusieurs grandeurs, notamment la puissance, la position des barres (GCP et GRT), le niveau de Xénon, la température, la concentration en bore, le burnup... Tous ces paramètres (sauf le burnup) varient au cours d'un transitoire. Il est très difficile d'identifier la contribution réelle de chaque effet dans le cas général car il est impossible de les décorrélérer (la position des GCP et la puissance sont liées, par exemple). Le cas du coefficient b_1 est très simple, puisqu'il s'agit de l'efficacité différentielle du bore. On peut montrer qu'elle dépend quasi linéairement de la puissance [26].

Il est important de noter qu'on n'essaie pas ici de décrire l'évolution temporelle de l'état entre ces deux équilibres. Ceci est lié au fait que notre schéma de calcul est intrinsèquement discret.

On déduit de ces observations qu'on peut écrire la variation de l'état due à la commande grâce à cette matrice B . Si on ajoute une évolution liée aux mouvements indépendants de la commande (le xénon, le déplacement des GCP...), on peut écrire l'équation d'évolution du cœur :

$$x_{k+1} = x_k + \Delta t_k B_k u_k + w_k \quad (\text{A.2})$$

On pourrait essayer d'explicitier le terme w_k correspondant à la contrainte extérieure. Notamment, on sait que le xénon suit globalement une augmentation exponentielle sur le palier bas, et en déduire l'impact sur la température. Cependant, il paraît plus naturel dans cette démarche de le considérer comme une perturbation. De cette façon, on conserve une adaptabilité complète au scénario.

On notera désormais \hat{B} la matrice des coefficients estimés de $B(t)$. Pour l'instant, \hat{B} est une constante, il est cependant envisageable de faire dépendre \hat{B} de la puissance. Pour estimer B , la méthode choisie consiste à se placer à un point de fonctionnement donné, et à faire varier le bore et le GRT simultanément. On utilise pour le calcul la boucle neutronique décrite dans la section 2.3.3. On mesure pour chaque variation l'effet sur la température et l'axial offset après retour à l'équilibre. Une régression linéaire à deux variables aux moindres carrés permet de déterminer les coefficients de la matrice. Dans tous les cas, on constate une bonne validité du modèle linéaire (R^2 est toujours supérieur à 95%, et dans la plupart des cas est supérieur à 99%). La matrice \hat{B} retenue en conditions nominales est la suivante :

$$\hat{B} = \begin{pmatrix} -0.08 \text{ } ^\circ\text{C/ppm} & -0.06 \text{ } ^\circ\text{C/pas} \\ 0.08 \text{ } \%/ppm & -0.27 \text{ } \%/pas \end{pmatrix} \quad (\text{A.3})$$

1. Son déterminant, $b_1 b_4 - b_2 b_3$ est en effet strictement positif.

A.3 Correcteur PID

Le correcteur PID, pour Proportionnel, Intégral, Dérivé, est un correcteur extrêmement répandu qui permet facilement de prendre en compte les effets dynamiques et d'historique dans la régulation. On se propose ici de l'utiliser pour calculer la consigne de mouvement du GRT et de borication/dilution.

A.3.1 Principe et mise en œuvre

Au lieu de simplement considérer l'erreur $e(t) = x(t) - x^0(t)$ et d'écrire $u(t) = -Ke(t)$, le correcteur PID utilise la somme d'un effet proportionnel à l'erreur (P), d'un effet d'historique (I) et d'un effet de dynamique (D) en considérant également l'intégrale et la dérivée de l'erreur :

$$u(t) = -K_P e(t) - K_I \int_0^t e(t') dt' - K_D \frac{de}{dt}(t) \quad (\text{A.4})$$

Le correcteur a donc trois paramètres de gain libres. Ces gains n'ayant pas la même grandeur physique, on introduit plutôt un gain global K , ainsi que les temps T_I et T_D et on écrit :

$$u(t) = -K \left(e(t) + \frac{1}{T_I} \int_0^t e(t') dt' + T_D \frac{de}{dt}(t) \right) \quad (\text{A.5})$$

Ce formalisme est complet si $e(t)$ est de dimension 1. Pour un système de dimension 2 en état et en commande, les gains K_P , K_D et K_I sont matriciels, ce qui donne en fait 12 paramètres scalaires libres. Cela veut dire qu'on peut choisir explicitement le gain de la dérivée de la température pour l'utilisation du GRT, par exemple.

La deuxième formulation a déjà réduit l'espace des paramètres, puisque si K est matriciel, les paramètres T_I et T_D sont scalaires. Dans cette formulation, on peut choisir les gains indépendamment pour l'effet de T ou $DPAX$ sur le bore ou le GRT et selon qu'il s'agit de l'erreur statique, intégrale ou dérivée via T_D et T_I mais les rapports entre les gains sont fixés par les rapports entre les gains de la matrice K .

Afin d'encore réduire l'espace des paramètres, on va profiter de notre connaissance de la matrice \hat{B} . On va supposer que les rapports entre les gains des différentes physiques sont en fait ceux donnés par la matrice \hat{B} , ou dans ce cas son inverse. On écrira donc :

$$u(t) = -K \hat{B}^{-1} \left(e(t) + \frac{1}{T_I} \int_0^t e(t') dt' + T_D \frac{de}{dt}(t) \right) \quad (\text{A.6})$$

Les paramètres K , T_I et T_D sont désormais scalaires.

La version discrète de ce correcteur est ainsi :

$$\begin{cases} u_{k+1} = -K \hat{B}^{-1} (e_k + I_k + \frac{T_D}{\delta t} (e_k - e_{k-1})) \\ I_{k+1} = I_k + \frac{\delta t}{T_I} e_k \end{cases} \quad (\text{A.7})$$

Si on veut accéder directement à la variation de R et de $[B]$, on écrit :

$$\begin{cases} (\frac{\delta[B]}{\delta R})_{k+1} = -\delta t K \hat{B}^{-1} (e_k + I_k + \frac{T_D}{\delta t} (e_k - e_{k-1})) \\ I_{k+1} = I_k + \frac{\delta t}{T_I} e_k \end{cases} \quad (\text{A.8})$$

Notons enfin que K a la dimension d'un temps inverse dans ce formalisme. Il représente la vitesse du système. Enfin, la commande en vitesse d'insertion de barre et en vitesse de dilution ou borication est saturée aux valeurs limites de vitesse des barres et de débit du RCV.

A.3.2 Adaptation à la bande limitée de contrôle du GRT

Le régulateur PID proposé ci-dessus ne permet pas de prendre en compte la bande de manoeuvre limitée du GRT. Ainsi, dans une situation où le GRT serait totalement inséré et il faudrait encore insérer de l'antiréactivité, le correcteur continuerait à demander une vitesse d'insertion, peu importe l'effet. Afin de corriger ce problème, on se propose de jouer sur la consigne.

La priorité du pilotage est la température. Ainsi, dans un cas où l'on ne pourrait pas trouver une action permettant de ramener le réacteur à sa consigne en température et en axial offset, l'opérateur doit se concentrer sur la température au risque de s'éloigner de la consigne d'axial offset, dans une bande respectable autour de la valeur de consigne.

Cette méthode permet d'imposer la contrainte suivante au régulateur :

$$0 \leq R(t) \leq bm_R \quad (\text{A.9})$$

où bm_R est la bande de manœuvre du GRT.

On note δ le décalibrage de la consigne de DPAX. On peut donc donner le nouveau vecteur de consigne :

$$\widetilde{x}_k^0 = \begin{pmatrix} T_k^0 \\ DPAX_k^0 + \delta_k \end{pmatrix} = x_k^0 + \begin{pmatrix} 0 \\ \delta_k \end{pmatrix} \quad (\text{A.10})$$

On impose une limitation sur δ afin de ne pas trop s'éloigner de la consigne :

$$|\delta_k| \leq \delta_{max} \quad (\text{A.11})$$

Si l'on note f la fonction donnant la commande en fonction de l'état et de la consigne, on obtient la nouvelle valeur pour la commande :

$$u_k = f \left(x_k, x_k^0 + \begin{pmatrix} 0 \\ \delta_k \end{pmatrix} \right) \quad (\text{A.12})$$

On note f_1 et f_2 les deux composantes de la fonction f . En effectuant un développement limité de f par rapport à δ , on obtient :

$$u_k = \begin{pmatrix} f_1(x_k, x_k^0) + \alpha \delta_k \\ f_2(x_k, x_k^0) + \beta \delta_k \end{pmatrix}, \quad (\text{A.13})$$

où α et β sont les coefficients du développement limité. On peut dès à présent noter que β est négatif : en effet, si on augmente la valeur de l'axial offset de consigne, on va avoir tendance à diminuer la commande d'insertion du GRT. De même, α est positif.

On ne va finalement s'intéresser qu'à la deuxième ligne de cette équation. En effet, la première ligne concerne la commande en concentration de bore. Or, sauf en fin de cycle, on atteindra jamais les limites de la condition $[B] > 0$. Par contre, on atteint régulièrement les limites de la bande de manœuvre du GRT. Ce qu'on veut, c'est assurer :

$$\begin{aligned} & 0 \leq R_k + (v_R)_k \Delta t \leq tot_m \\ \Leftrightarrow & 0 \leq \underbrace{R_k + f_2(x_k, x_k^0) \Delta t}_{P_k} + \beta \delta_k \Delta t \leq tot_m \\ \Leftrightarrow & 0 \leq P_k + \beta \delta_k \Delta t \leq tot_m \\ \Leftrightarrow & -P_k \leq \beta \delta_k \Delta t \leq tot_m - P_k \\ \Leftrightarrow & \frac{-P_k}{\beta \Delta t} \geq \delta_k \geq \frac{tot_m - P_k}{\beta \Delta t} \quad (\text{On sait que } \beta < 0) \\ \Leftrightarrow & \delta_k \in \left[\frac{tot_m - P_k}{\beta \Delta t}, \frac{-P_k}{\beta \Delta t} \right] \end{aligned}$$

Le terme P_k ainsi posé correspond à la position qu'on demanderait au GRT en l'absence de décalibrage. On remarque que l'intervalle Ω est toujours non vide. Cependant, il peut ne pas contenir 0, voire en être très éloigné... C'est pour cette raison qu'on ajoute la contrainte sur la valeur maximale de δ (Eq. A.11) En joignant les 2, on obtient le théorème suivant :

Théorème 1 (Existence de δ) *On peut trouver un décalibrage satisfaisant la limitation du groupe R et du décalibrage si et seulement si l'ensemble $\Omega(x_k, x_k^0, R_k, \delta_{max}) = \left[\frac{tot_m - P_k}{\beta \Delta t}, \frac{-P_k}{\beta \Delta t} \right] \cap [-\delta_{max}, \delta_{max}]$ est non vide.*

On peut alors choisir² :

$$\delta_k^* = \min_{\delta \in \Omega(x_k, x_k^0, R_k, \delta_{max})} |\delta| \quad (\text{A.14})$$

Dans le cas où Ω est vide, on prendra $\delta_k^* = \pm \delta_{max}$. En pratique, pour des écarts à la consigne raisonnables, on peut presque toujours trouver une valeur de δ satisfaisante.

Si l'on adapte cette méthode à la formulation de u_k correspondant au correcteur PID, on obtient :

$$P = R - K \delta t (b'_3 \Delta T_k + b'_4 \Delta DPAX_k) \quad (\text{A.15})$$

$$- K T_D (b'_3 (\Delta T_k - \Delta T_{k-1}) + b'_4 (\Delta DPAX_k - \Delta DPAX_{k-1})) \quad (\text{A.16})$$

$$- K \delta t (b'_3 I_k^T + b'_4 I_k^{DPAX}) \quad (\text{A.17})$$

$$+ K T_D b'_4 \delta_{k-1} \quad (\text{A.18})$$

2. Ce minimum existe puisque Ω est un intervalle fermé non vide de \mathbb{R} et que la fonction valeur absolue est continue.

où b'_1, b'_2, b'_3 et b'_4 désignent les coefficients de la matrice inverse de B . L'ensemble Ω_D à considérer est :

$$\Omega_D = \left[\frac{tot_m - P}{K\delta tb'_4}, \frac{-P}{K\delta tb'_4} \right] \cap [-\Delta DPAX_{max}, \Delta DPAX_{max}] \quad (A.19)$$

On prendra de la même façon :

$$\delta^* = \min_{\delta \in \Omega_D(\Delta x, R)} |\delta| \quad (A.20)$$

Finalement, le correcteur consiste donc en deux étapes :

1. Calculer le décalibrage éventuel de la consigne en axial offset, afin de ne pas demander une sortie du GRT de sa bande de manoeuvre ;
2. Calculer la commande en utilisant un correcteur PID.

A.4 Résultats

A.4.1 Calibrage du correcteur PID

La difficulté du correcteur PID, par ailleurs très simple à implémenter, est le calibrage des paramètres. Si l'on résume l'effet des 3 gains $K_P = K$, $K_I = K/T_I$ et $K_D = KT_D$ sur la vitesse, la stabilité et la précision, on obtient le tableau A.1. Il s'agit désormais de trouver un compromis entre la stabilité, la précision et la vitesse.

TABLE A.1 – Effet des gains sur la qualité du correcteur PID.

	Vitesse	Stabilité	Précision
K_P	+	-	+
K_I	-	-	+
K_D	+	+	-

Illustrons ce tableau par un exemple simple, celui du gain proportionnel. Si on le diminue, la commande va baisser en valeur absolue, c'est-à-dire qu'on va aller moins vite vers la consigne. On comprend bien qu'on perd en vitesse et en précision. Au contraire si on l'augmente, on va pouvoir avoir tendance à dépasser souvent la consigne, donc à devoir revenir en arrière. On gagne en vitesse et en précision, mais on va créer des oscillations autour de la consigne, donc on perd en stabilité.

Un réglage manuel est bien évidemment possible, cependant il existe plusieurs méthodes heuristiques pour déterminer les coefficients. La plus connue est la méthode de Ziegler-Nichols [4]. En voici les étapes :

1. On place les trois gains à zéro.
2. On augmente le gain K_P jusqu'au gain limite pour lequel des oscillations apparaissent. On note ce gain K_u .
3. On mesure la période des oscillations du système qu'on note T_u .
4. On détermine les coefficients T_I et T_D selon le tableau A.2.

TABLE A.2 – Coefficients PID de la méthode de Ziegler-Nichols

Type de correcteur	K	T_I	T_D
P	$0.5K_u$	$+\infty$	0
PI	$0.45K_u$	$T_u/1.2$	0
PD	$0.8K_u$	$+\infty$	$T_u/8$
PID	$0.6K_u$	$T_u/2$	$T_u/8$

Il semble cependant difficile de mettre en œuvre ce genre de méthodes pour notre régulateur, étant donné qu'il est impossible de l'observer sans perturbations extérieures (légères variations de puissance). Imposer un échelon de température au réacteur sans variation de la puissance et des GCP n'a pas vraiment de sens pour ce problème. On se contentera donc d'un réglage manuel.

La configuration de base étudiée correspond à ($K = 0.1, T_I = 100, T_D = 0$) et a été obtenue après des essais de calibrage manuels.

A.4.1.1 Analyse des transitoires de puissance

La figure A.2 présente le transitoire de puissance avec les paramètres de recouvrements vitesses et bande de manœuvre de base. On observe la température, le DPAX, la concentration en bore et la position du GRT.

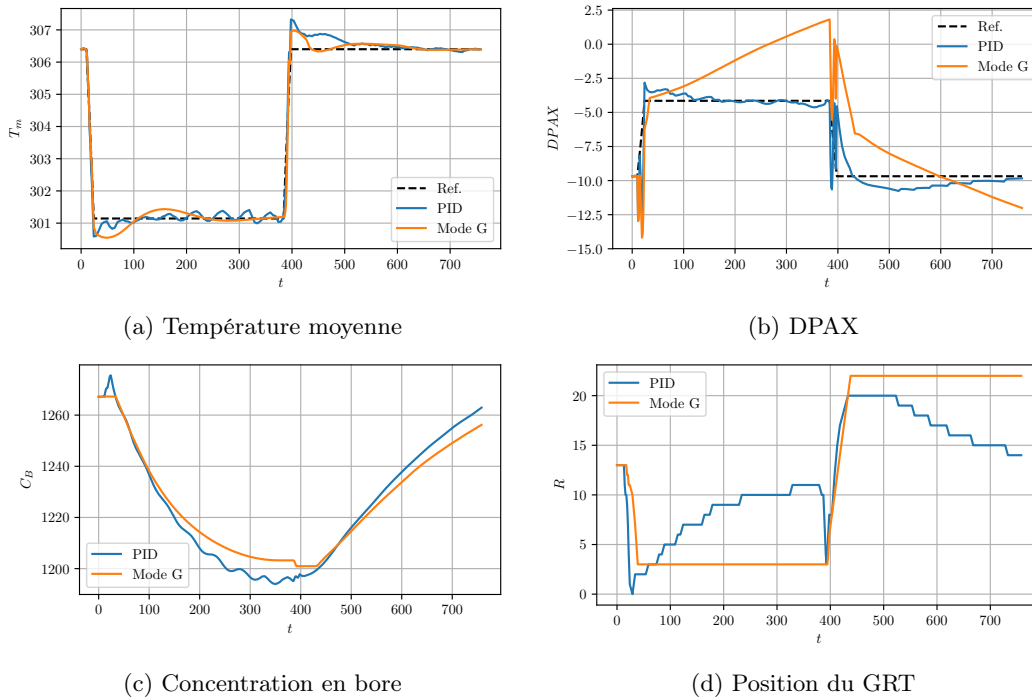


FIGURE A.2 – Comparaison des transitoires de puissance pilotés en mode G et avec le correcteur PID. Les lignes pointillées donnent les valeurs de consigne.

La principale différence entre les deux modes de pilotage est la gestion directe de l'axial offset. On constate effectivement qu'avec le contrôleur PID le DPAX suit de beaucoup plus près la consigne. En particulier, sur le palier bas, alors qu'avec le mode G on observe une dérive lente de l'axial offset due à l'évolution des poisons neutroniques. La quantité de xénon augmente plus vite dans le bas du cœur, et donc réduit la puissance produite dans le bas du cœur, faisant augmenter l'axial offset. Cet écart reste raisonnable, puisqu'il ne dépasse pas 3 points. Cependant, avec la gestion PID, puisque l'opérateur gère directement l'axial offset, cet écart devient quasiment inexistant, excepté sur les pentes. C'est un déplacement du GRT qui permet cette régulation, combiné à une plus grande dilution de bore.

Le principal défaut de ce correcteur réside dans les oscillations de la concentration en bore. En effet, ces oscillations sont parasites, et génèrent une grande quantité d'effluents inutiles. Il semble théoriquement possible de trouver un réglage du PID permettant de réduire cet effet. Cependant, ce réglage dépendrait du point de fonctionnement.

Concernant la température, sur le palier bas elle semble plus proche de la consigne qu'avec le mode G, avec des oscillations liées à l'effet combiné des déplacements réguliers du GRT et de l'augmentation de la quantité de xénon dans le cœur. L'ordre de grandeur de l'écart maximum en température en sortie de pente est le même pour les deux pilotages pour la descente de puissance. En revanche, le correcteur PID a plus de difficulté à rétablir la température après la remontée en puissance, même si l'écart reste dans la bande morte de température de plus ou moins 0.8°C .

On retiendra donc que l'usage d'un pilotage gérant directement la température et l'axial offset permet de conserver une régulation de température satisfaisante tout en améliorant significativement la gestion de l'axial offset. Cependant, le PID génère des oscillations de la concentration en bore problématiques en terme de volume d'effluents.

A.4.2 Impact des nouveaux pilotages sur les observables du suivi de charge

Afin de généraliser les observations faites sur le pilotage par correcteur PID sur les paramètres de barres de base, on se propose ici d'étudier l'évolution des observables de pilotage pour un échantillon de 150 gestions tirées aléatoirement. Les gestions sont générées selon un Latin Hypercube Sampling[51], afin de maximiser la diversité des gestions.

Les résultats de la comparaison sont présentés sur la Fig. A.3. Pour chaque figure, est représenté l'histogramme de l'écart entre la valeur de l'observable pour le transitoire piloté en mode G et le transitoire piloté avec le correcteur PID. L'étude de l'écart moyen en température (Fig. A.3a) confirme que le correcteur PID est aussi efficace que le mode G pour gérer la température, avec des écarts quasi nuls. Le gain observé sur la distribution axiale de puissance est moins net que constaté précédemment : sur la Fig. A.3b, on note que l'écart n'est pas toujours en faveur du PID, même s'il l'est dans 80 % des cas. Si l'on s'intéresse à la distribution spatiale et non seulement axiale de la puissance, on constate que le facteur de point chaud est systématiquement meilleur avec le pilotage PID qu'avec le mode G (Fig. A.3e). Conformément à ce qui était attendu, on peut donc affirmer que l'utilisation d'une méthode gérant directement l'axial offset permet effectivement une meilleure répartition de la puissance dans le cœur, et ce même avec un correcteur basique comme le PID.

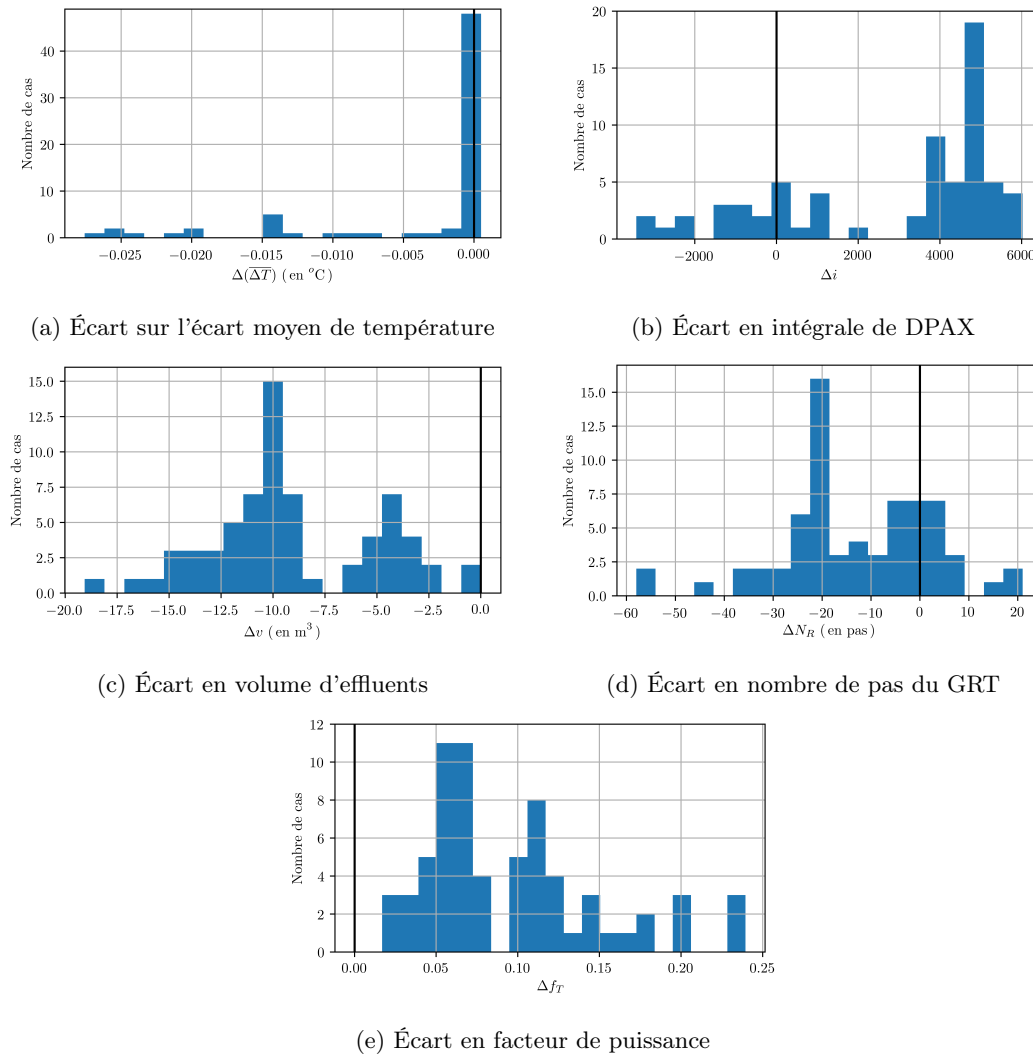


FIGURE A.3 – Répartition statistique des écarts sur les observables du transitoire de suivi de charge entre le Mode G et le PID pour un échantillon de 150 gestions tirées aléatoirement. Un écart positif signifie que l'observable est plus grande avec le pilotage en mode G.

Si l'on regarde les observables liées aux moyens de contrôle du cœur, on peut confirmer que le gain sur la distribution de puissance se fait au détriment du volume d'effluents, pour lequel l'écart est systématiquement en faveur du mode G (Fig. A.3c). L'écart est important, de l'ordre de 10 m^3 , avec un écart moyen de 40 % d'effluents en plus avec le correcteur PID.

Enfin, l'écart sur le nombre de pas du GRT est globalement en faveur du mode G (Fig. A.3d), confirmant que pour maintenir l'axial offset au plus près de la consigne, il faut effectivement utiliser de manière plus active le GRT et le bore.

En conclusion, cette étude montre que le pilotage lui-même est un levier d'amélioration des performances de suivi de charge important, confirmant l'intérêt de la recherche en automatique pour ce problème. Un mode de pilotage spécialement conçu pour le suivi de charge, même simple, permet en effet d'améliorer les performances de pilotage, en rapprochant le cœur de sa consigne pendant le transitoire. Ce gain se fait au prix d'une utilisation plus importante du bore et du GRT, pour le correcteur étudié ici. D'autres méthodes existent pour dépasser cet

écueil, le lecteur est renvoyé à l'état de l'art de la section 3.1.2.

L'objet de cette thèse étant de proposer une modification des paramètres de gestion de barre uniquement, cette modification du mode pilotage n'est pas retenue pour l'étude d'optimisation. On retiendra cependant qu'une modification du mode de pilotage en plus d'une modification des paramètres de déplacement des barres de contrôle pourrait permettre un gain supplémentaire sur les performances du suivi de charge.

Titre : Optimisation multi-objectifs du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression en suivi de charge dans le contexte de la transition énergétique à l'aide d'algorithmes évolutionnaires

Mots clés : Réacteurs à Eau sous Pression, Transition Énergétique, Optimisation, Algorithmes Évolutionnaires

Résumé : RTE décrit depuis 2017 le réseau électrique français comme ayant peu de marges, et dont le pilotage dépend fortement des performances du parc nucléaire. En particulier, les options de flexibilité du parc, et en particulier le suivi de charge, vont être sollicitées plus régulièrement dans les années à venir. Ces travaux consistent en une optimisation multi-objectifs des performances du suivi de charge pour les réacteurs à eau pressurisés de 1300MW français, en modifiant les paramètres de gestion du déplacement des barres de contrôle du réacteur. Après avoir développé un modèle de réacteur de type simulateur, nous proposons dans un premier temps une méthode fondée sur l'analyse des paysages de fitness afin de déterminer les objectifs les plus pertinents, d'adapter l'espace de recherche et de calibrer l'algorithme d'optimisation. Nous menons ensuite l'optimisation du suivi de charge au début du cycle selon deux objectifs : le volume d'ef-

fluents et l'instabilité axiale de la puissance à l'aide d'un algorithme parallèle asynchrone basé sur l'algorithme MOEA/D, pour un transitoire de puissance de type jour/nuit. Nous étendons ensuite la démarche à l'étude de l'ensemble du cycle d'exploitation du réacteur afin de trouver des gestions des barres de contrôle permettant d'améliorer les performances du suivi de charge pour tout le cycle, et développons pour cela une version de l'algorithme assistée par un métamodèle. L'étude de ces solutions montre que l'augmentation de la bande de manoeuvre du groupe de régulation de température conjointement à une adaptation des recouvrements des barres du groupe de compensation de puissance, permet d'améliorer les performances du réacteur tout en maintenant la sûreté.

Title : Multi-objective pressurized water nuclear reactor operation optimization in the context of the French energy transition using evolutionary algorithms

Keywords : Pressurized Water Reactors, Energy Transition, Optimization, Evolutionary Algorithms

Abstract : In the context of the introduction of renewable energies in France, Nuclear Power Plant Operations are a key component for the compensation of the intermittent production of solar and wind power. In this work, we focus on the optimization of the operation cost and stability of power of a real-life power transient, while maintaining safety standards on a 1300 MW Pressurized Water Reactor, by changing the control rods management parameters. We first develop a model of the reactor targeted for load follow operations. We then propose a method based on fitness landscape analysis in order to determine the objectives that are best suited for the problem, adapt the search space and tune the optimization algorithm.

We first use that method to minimize the volume of effluents and xenon oscillations at the beginning of the reactor exploitation cycle, with an asynchronous parallel algorithm based on MOEA/D for a classic day-night power transient. We then expand that study to the complete exploitation cycle, in order to find rod parameters that are efficient for the complete reactor cycle. We develop for that study an asynchronous parallel algorithm based on MOEA/D assisted by a surrogate model. The analysis of the solutions shows the need to increase the maneuvering band of the temperature regulation rods, while adjusting the overlaps of the power shimming rods.