



HAL
open science

Optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression (REP) dans un réseau électrique dans le contexte de la transition énergétique

Baptiste Gasse

► **To cite this version:**

Baptiste Gasse. Optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression (REP) dans un réseau électrique dans le contexte de la transition énergétique. Energie électrique. Université Paris-Saclay, 2024. Français. NNT : 2024UPASP004 . tel-04547402

HAL Id: tel-04547402

<https://theses.hal.science/tel-04547402>

Submitted on 15 Apr 2024

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 du pilotage des réacteurs nucléaires à
eau sous pression (REP) dans un réseau électrique
dans le contexte de la transition énergétique

*Optimization of the control of pressurized water nuclear reactors (PWR)
in an electric grid in the context of energy transition*

Thèse de doctorat de l'Université Paris-Saclay

École doctorale n° 576 : particules, hadrons, énergie et noyau : instrumentation,
imagerie, cosmos et simulation (PHENIICS)
Spécialité de doctorat : Physique nucléaire.
Graduate School : Physique.
Réfèrent : Faculté des sciences d'Orsay.

Thèse préparée dans l'unité de recherche : Service d'Études des Réacteurs et de
Mathématiques Appliquées, CEA Saclay, Université Paris-Saclay,
sous la direction de **Cheikh M'Backé DIOP**, directeur de recherche au CEA Saclay,
la co-direction de **Sébastien VEREL**, professeur à l'Université du Littoral Côte d'Opale,
l'encadrement de **Jean-Michel DO**, ingénieur-chercheur au CEA Saclay.

Thèse soutenue à Paris-Saclay, le 14 février 2024, par

Baptiste GASSE

Composition du jury

Membres du jury avec voix délibérative

Pierre PARREND Professeur, EPITA Strasbourg, Université de Strasbourg	Président & Rapporteur
Cédric BÉGUIN Professeur agrégé, Polytechnique Montréal	Rapporteur & Examinateur
Fanny COURTIN Enseignant-chercheur, Institut Mines-Télécom Atlantique	Examinatrice
Christophe SCHNEIDESCH Ingénieur expert, Tractebel ENGIE	Examinateur
Sara TARI Maîtresse de conférences, Université du Littoral Côte d'Opale	Examinatrice

Titre : Optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau sous pression (REP) dans un réseau électrique dans le contexte de la transition énergétique.

Mots clés : physique des réacteurs, simulation, optimisation, méta-modélisation, transition énergétique.

Résumé : La révision de la programmation pluri-annuelle de l'énergie engagée en janvier 2019 fixe les priorités d'actions de l'État dans le domaine de l'énergie pour atteindre la neutralité carbone à l'horizon 2050. La diversification du mix de production électrique français est l'une des propositions émises par ce texte. Si le non recours à des centrales à combustibles fossiles fait consensus dans tous les scénarios énergétiques envisagés, il existe une incertitude sur la part représentative des ressources dites « renouvelables » et du nucléaire dans les mix prospectifs de production. À ce jour, il est prévu d'accompagner le déploiement massif de centrales solaires et éoliennes par la fermeture de certains réacteurs nucléaires du parc. L'organisme de distribution d'électricité RTE a analysé dans ses bilans prévisionnels les défis liés à cette transition énergétique, tant sur le plan technique que sur les contraintes climatiques devenues de plus en plus coercitives pour assurer un fonctionnement optimal des installations de production d'électricité (réchauffement des sources de refroidissement, étiages des cours d'eau plus marqués). En particulier, face au caractère intermittent de la production solaire et éolienne à l'échelle horaire, ces études soulignent le besoin de préparer les réacteurs nucléaires à multiplier les périodes de fonctionnement en mode de suivi de la charge du réseau. Améliorer la flexibilité des réacteurs nucléaires est donc un enjeu majeur dans le cadre de la transition énergétique française. Dans ce contexte, cette thèse propose d'étudier des pistes d'optimisations en matière de pilotage de réacteurs nucléaires fonctionnant conjointement en mode suivi de charge, pour divers transitoires de puissance prospectifs des historiques les plus contraignants actuellement observés et amenés à se multiplier à l'avenir. Ces travaux

d'optimisation se basent sur la minimisation des volumes d'effluents liquides générés lors des variations de puissance et sur le maintien des marges de sûreté concernant la stabilité en puissance axiale des coeurs. Ce travail s'articule autour d'un volet de modélisations ayant trait essentiellement à la physique des réacteurs, et d'un volet d'optimisation relatif à l'algorithmie génétique. Dans un premier temps, nous présentons le développement d'un nouveau modèle d'opérateur de pilotage fictif représentatif du mode G capable d'assurer une meilleure maîtrise de la dérive de l'axial offset de puissance par rapport à des versions de simulateurs antérieurs à cette thèse. Dans un second temps, nous proposons un modèle de boucle système et de circuit de refroidissement OD d'une centrale nucléaire conçus dans l'objectif d'évaluer l'impact de conditions environnementales dégradées sur le rendement et le pilotage du réacteur. Nous nous attacherons ensuite à présenter un travail d'optimisation tri-objectif pour le fonctionnement couplé de deux réacteurs nucléaires grâce au développement d'un algorithme évolutionnaire basé sur la décomposition de l'espace objectif avec adaptation des poids en ligne, méthode à hautes performances pour des benchmarks de fonctions générant des fronts de Pareto complexes mais jusqu'ici peu appliquée à des problèmes d'ingénierie concrets. Enfin, nous décrivons les leviers d'optimisation possibles pour la réalisation d'un suivi de charge de type « double créneau » typique des ajustements nécessaires au passage du pic de production solaire. Ce dernier travail a permis d'initier l'élaboration d'un algorithme bi-objectif innovant pourvu d'une adaptation de l'opérateur de mutation grâce à une décomposition de la fonction objectif dans la base des fonctions de Walsh.

Title : Optimization of the control of pressurized water nuclear reactors (PWR) in an electric grid in the context of energy transition.

Keywords : reactor physics, simulation, optimization, surrogate modeling, energy transition.

Abstract : The revision of the multi-annual energy programme launched in January 2019 sets out the French government's priorities for action in the energy field to achieve carbon neutrality by 2050. Diversifying France's electricity generation mix is one of the proposals put forward in this document. While there is a consensus in all the energy scenarios that fossil fuel power plants should not be used, there is uncertainty about the representative share of so-called « renewable » resources and nuclear power in the prospective generation mix. To date, the massive deployment of solar and wind power plants is expected to be accompanied by the closure of certain nuclear reactors. In its forecasts, the electricity distribution body RTE has analysed the challenges associated with this energy transition, both from a technical point of view and in terms of climatic constraints, which have become increasingly coercive in terms of ensuring the optimal operation of electricity production facilities (warmer cooling sources, higher low-water levels in rivers). In particular, given the intermittent nature of solar and wind generation on an hourly basis, these studies highlight the need to prepare nuclear reactors to operate for longer periods in grid load-following mode. Improving the flexibility of nuclear reactors is therefore a major challenge for the French energy transition. In this context, this thesis proposes to study ways of optimising the control of nuclear reactors operating jointly in load-following mode, for various power transients that are prospective of the most restrictive historical conditions currently observed and likely to increase in number

in the future. This optimisation work is based on minimising the volumes of liquid effluent generated during power variations and on maintaining the safety margins relating to the axial power stability of the cores. This work is structured around a modelling component, essentially relating to reactor physics, and an optimisation component relating to genetic algorithms. Firstly, we present the development of a new fictitious control operator model representative of G mode capable of ensuring better control of the power offset axial drift compared with versions of simulators prior to this thesis. Secondly, we propose a system loop and 0D cooling circuit model for a nuclear power plant, designed to assess the impact of degraded environmental conditions on reactor performance and control. We will then present a tri-objective optimisation work for the coupled operation of two nuclear reactors thanks to the development of an evolutionary algorithm based on the decomposition of the objective space with adaptation of the on-line weights, a high-performance method for function benchmarks generating complex Pareto fronts, but which has so far been little applied to concrete engineering problems. Finally, we will describe the possible optimisation levers for producing a « double window » type of load monitoring, typical of the adjustments required when solar production peaks. This last work led to the development of an innovative bi-objective algorithm with an adaptation of the mutation operator thanks to a decomposition of the objective function in the basis of Walsh functions.

Table des matières

1	Introduction	3
1.1	Le nucléaire dans le mix électrique français à l'horizon 2050 : analyse et enjeux	3
1.2	Le nucléaire dans un contexte de réchauffement climatique	6
1.3	Objectifs et périmètre de la thèse	7
	Glossaire et acronymes	9
I	Le pilotage des réacteurs nucléaires : physiques et modèles	11
2	Physiques du pilotage des REP et état de l'art des modèles numériques	13
2.1	Réactions nucléaires entre un noyau et un neutron	14
2.1.1	Réactions d'absorption	14
2.1.1.1	Absorption par capture neutronique	14
2.1.1.2	Absorption par fission nucléaire	14
2.1.2	Théorie de ralentissement des neutrons par diffusion	16
2.1.2.1	Les réactions de diffusion	16
2.1.2.2	La diffusion élastique	17
2.1.3	L'équation de Boltzmann : construction et résolution	17
2.1.3.1	Approximation de la diffusion	20
2.1.4	Équation de la cinétique ponctuelle	21
2.2	Les contre-réactions dans le cœur du réacteur nucléaire	22
2.2.1	Effet Doppler	22
2.2.2	Contre-réaction du modérateur	22
2.2.2.1	Rapport de modération	23
2.2.2.2	Concentration limite en bore dans le circuit primaire	24
2.3	Pilotage d'un réacteur nucléaire	24
2.3.1	Le suivi de la stabilité en puissance du réacteur	24
2.3.2	Effets de température	25
2.3.3	Effet xénon et oscillations de puissance	27
2.3.3.1	Effet xénon global	27
2.3.3.2	Effet xénon local : oscillations de puissance	29
2.4	Les modes de pilotage pour les réacteurs à eau sous pression français	32
2.4.1	Quels sont les leviers dont dispose l'opérateur pour piloter ?	32
2.4.2	Fonctionnement en dynamique libre	33
2.4.3	Modes de pilotage employés pour la maîtrise de la stabilité du réacteur	36
2.4.3.1	Mode A	36
2.4.3.2	Mode G	38
2.4.3.3	Modes X et T	40
2.4.4	Autres stratégies de pilotage exotiques	40
2.4.4.1	Barres gazeuses	40
2.4.4.2	Modification du rapport de modération	41
2.4.4.3	Utilisation d'un accélérateur de particules	42
2.5	État de l'art sur la modélisation numérique du contrôle d'un réacteur nucléaire	42
2.5.1	Techniques d'automatique et de machine learning	43
2.5.2	Simulateurs développés au CEA ou chez ses partenaires	44
2.6	Conclusion	45

3	Développement d'un simulateur de pilotage de REP en mode G	47
3.1	Modélisation des cœurs de réacteurs du palier P4/P'4 en gestion GEMMES et CPY en gestion Parité MOX	48
3.1.1	Gestions de combustible	48
3.1.1.1	Gestion GEMMES pour les réacteurs du palier P4/P'4	48
3.1.1.2	Gestion Parité MOX pour les réacteurs du palier CPY	50
3.1.1.3	Calcul assemblage en milieu infini	51
3.1.2	Modélisation des réflecteurs	53
3.1.2.1	Motivations	53
3.1.2.2	Principe	54
3.1.2.3	Méthode	55
3.1.2.4	Application aux réflecteurs des réacteurs P4/P'4 et CPY	57
3.1.3	Calcul du cycle à l'équilibre avec prise en compte de la remontée du GRT	59
3.1.3.1	Hypothèses de modélisation	59
3.1.3.2	Calcul de cycle	60
3.1.3.3	Comparaison des coefficients modérateur entre les deux types de réacteurs	62
3.2	Développement de l'opérateur de pilotage fictif ALGO	63
3.2.1	Asservissement du groupe de compensation de puissance	63
3.2.2	Mouvements du GRT	66
3.2.3	Schéma de résolution général	66
3.2.4	Pilote ALGO (APOLLO3® Load-following G mode Operator)	67
3.2.4.1	Présentation de l'opérateur	67
3.2.4.2	Exemple d'utilisation sur un transitoire de suivi de charge quelconque	68
3.2.5	Comparaisons avec d'autres modèles d'opérateurs de pilotage	72
3.3	Conclusion	75
4	Couplage du circuit système et du circuit de refroidissement au simulateur	77
4.1	Modèles des composants du circuit système	78
4.1.1	Les générateurs de vapeur	79
4.1.2	Les turbines	79
4.1.2.1	Calcul de la production électrique pour le modèle implicite (IMP)	81
4.1.2.2	Calcul de la production électrique pour le modèle explicite (EXP)	81
4.1.3	Le groupe sécheur-surchauffeur	82
4.1.3.1	Le sécheur	82
4.1.3.2	Le surchauffeur	83
4.1.4	Les réchauffeurs	83
4.1.4.1	Les réchauffeurs à deux zones d'échanges thermiques	85
4.1.4.2	Le cas particulier du réchauffeur RE4 (approximation du dégazeur)	87
4.1.4.3	Les réchauffeurs à une zone d'échange thermique	88
4.1.5	Le condenseur	88
4.1.5.1	Modèle implicite du condenseur	89
4.1.5.2	Modèle explicite du condenseur	89
4.2	Applications des modèles et éléments de vérification	91
4.2.1	Courbes de vide et rendement du réacteur	91
4.2.2	Comparaisons avec des réacteurs du parc en exploitation	95
4.2.3	Conséquences sur le pilotage du REP	100
4.3	Conclusion	101
II	Optimisation du mode de pilotage et de la distribution d'un transitoire "parc" sur un couple de réacteurs nucléaires à eau pressurisée	103
5	Préambule à l'optimisation évolutionnaire multi-objectifs	105
5.1	Notions d'algorithmes évolutionnaires multi-objectifs	106
5.1.1	Définitions et vocabulaire	106
5.1.2	Principes de résolution	107

5.2	L'algorithme MOEA/D	108
5.2.1	Décomposition de l'espace objectif	108
5.2.2	Approche de Tchebychev : angles de décomposition	111
5.2.2.1	Dans le cadre d'un problème bi-objectifs	111
5.2.2.2	Généralisation à des problèmes multi-objectifs	113
5.2.3	Algorithme MOEA/D-S	113
5.3	Application à l'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée	116
5.3.1	Travaux antérieurs à la thèse	116
5.4	Conclusion	117
6	Optimisation tri-objectifs du pilotage d'un couple de REP à l'aide d'un algorithme à poids adaptatifs	119
6.1	Préambule	120
6.2	Un problème tri-objectifs pour le pilotage d'un couple de réacteurs	120
6.2.1	Choix du couple de réacteurs	120
6.2.2	Plan d'expérience	121
6.2.2.1	Espace de recherche	121
6.2.2.2	Transitoire de suivi de charge retenu pour le couple de réacteurs	122
6.2.3	Espace objectif	124
6.2.4	Méta-modélisation de la fonction objectif	127
6.2.5	Analyse de la performance des méta-modèles	128
6.2.6	Première approche pour la résolution du problème V1-V2-D2 (algorithme MOEA/D-S)	130
6.3	Études de sensibilité au paramétrage de MOEA/D-S	132
6.3.1	Variation du nombre de directions de décomposition	132
6.3.2	Variation de la taille du voisinage	132
6.3.3	Choix de la fonction d'agrégation	133
6.4	Résolution du problème V1-V2-D2 à l'aide d'un algorithme à vecteurs de poids adaptatif (MOEA/D-AW)	135
6.4.1	Motivations	135
6.4.2	Algorithme MOEA/D-AW	135
6.4.3	Étude expérimentale	136
6.5	Analyse des solutions Pareto optimales du problème V1-V2-D2	140
6.6	Analyse des solutions optimisant le mode de pilotage actuel	142
6.7	Analyse de solutions Pareto optimales	143
6.8	Conclusion	149
7	Optimisation du NUCOP à l'aide d'un l'algorithme MOEA/D-AMOW	151
7.1	Notions de décomposition spectrale	152
7.1.1	Séries de Fourier	152
7.1.2	Séries de fonctions discrètes	152
7.1.2.1	Système de Rademacher	153
7.1.2.2	Fonctions de Walsh	153
7.1.3	Décomposition spectrale dans la base des fonctions de Walsh	154
7.1.3.1	Décomposition de Walsh des fonctions continues	154
7.1.3.2	Décomposition de Walsh des fonctions pseudo-booléennes	155
7.1.3.3	Motivations liées à l'emploi de la base des fonctions de Walsh	157
7.2	Décomposition de Walsh d'une fonction pseudo-booléenne définie sur un ensemble <i>one-hot</i> encodé	158
7.2.1	Encodage pseudo-booléen	159
7.2.1.1	Définition	159
7.2.2	Expression de la décomposition de Walsh après l'encodage	160
7.2.3	Unicité et orthogonalité des fonctions de Walsh définies sur l'ensemble encodé	161
7.3	MOEA/D-AMOW : algorithme MOEA/D avec un opérateur de mutation adaptatif	162
7.3.1	Sensibilité de la fonction objectif aux variations des variables du problème multi-objectifs	163
7.3.1.1	Représentation d'une mutation	163

7.3.1.2	Calcul de la variation de f lorsque x mute	164
7.3.2	Borne de la variation d'objectif et algorithme MOEA/D-AMOW	165
7.3.2.1	Espérance sur la valeur de δ	166
7.3.2.2	Espérance sur la valeur de j	167
7.3.3	La méthode MOEA/D-AMOW	167
7.3.3.1	Trame générale de l'algorithme MOEA/D-AMOW (algorithmes 7, 8 et 6)	170
7.3.3.2	Opérateur de mutation (algorithme 9)	170
7.3.4	Le problème NUCOP	172
7.3.4.1	Espace de recherche	173
7.3.4.2	Fonction objectif	175
7.3.5	Résultats expérimentaux	177
7.3.5.1	Comparaison des approximations des fronts de Pareto	177
7.3.5.2	Analyse des taux de mutation adaptés	179
7.4	Conclusions	181
8	Conclusion générale et perspectives	183
	Bibliographie	186
	Annexe A Données publiques pour l'eau de refroidissement	199
A.1	Données des débits du Rhône relevés à la station de Ternay	199
A.2	Volumes d'eau prélevés pour le CNPE de Penly	200
	Annexe B Schémas et illustrations complémentaires	201
	Annexe C Recouvrements standards entre groupes du GCP	203
	Annexe D Calcul de la perte d'énergie cinétique du neutron incident dans le cadre d'une réaction de diffusion élastique	205

Table des figures

1.1	Consommation d'énergie finale à usage énergétique en 2022. Figure issue de [Min23].	4
1.2	Émissions et puits annuels de GES en MtCO ₂ eq (ordonnées) en fonction du temps (abscisses) tels que le prévoit la SNBC en janvier 2024. Figure adaptée de [Min20, p.3].	4
1.3	Consommation résiduelle de la semaine du lundi 5 au dimanche 11 août 2013 (en haut) et d'une semaine d'été simulée à l'horizon 2030 (en bas). Figure issue de [RTE15, page 104-105].	6
2.1	Schéma d'une fission nucléaire	15
2.2	Section efficace microscopique de fission de ²³⁵ U en fonction de l'énergie du neutron incident	15
2.3	Exemples de différentes réactions neutron-noyau de diffusion	17
2.4	Description du volume élémentaire de l'espace des phases	18
2.5	Facteur de multiplication effectif, antitrappe et d'utilisation thermique en fonction du rapport de modération	23
2.6	Suivi du point de fonctionnement d'un réacteur de nucléaire. Le transitoire est un double créneau de puissance 100 % PN - 70 % PN	25
2.7	Densité de l'eau (kg/L) en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en début de cycle combustible (DDC) et aux trois quarts du cycle (TQDC)	26
2.8	Distributions axiales du burn-up et des flux neutroniques rapide et thermique en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en début de cycle	27
2.9	Chaîne de production du xénon 135	28
2.10	Analogie hydraulique de la dynamique de l'iode et du xénon	29
2.11	Concentration moyenne du ¹³⁵ Xe (en ·10 ²⁴ atomes/cm ³) dans le cœur du réacteur lors de deux transitoires de suivi de charge successifs	30
2.12	Concentration du ¹³⁵ Xe en fonction du temps pour des transitoires de baisse de charge d'amplitude variable	30
2.13	Évolution de la distribution axiale de puissance lors d'une baisse de charge pour un réacteur de 1300 MW au trois quarts du cycle	31
2.14	Évolution de la distribution axiale de la concentration du ¹³⁵ Xe lors d'une baisse de charge pour un réacteur de 1300 MW aux trois quarts du cycle	32
2.15	Programme en température du primaire et consigne de régulation P1RT pour un REP 1300 MW	34
2.16	Écart de densité de l'eau entre le haut et le bas de la partie active du cœur dans la rampe descendante d'un transitoire de suivi de charge en dynamique libre	35
2.17	Écorché d'un assemblage barré typique d'un réacteur à eau sous pression	37
2.18	Schéma de déplacement du GCP	39
2.19	Schéma du fonctionnant d'un réacteur hybride	42
2.20	Schéma de la méthode de commande prédictive	43
3.1	Évolution de l'activité en tritium rejetée via les effluents liquides par CNPE entre 2002 et 2008	49
3.2	Carte d'assemblage, de rechargement et de grappes d'un cœur de REP 1300 MW en gestion GEMMES	49
3.3	Vues en coupe d'un assemblage UOX barré dans un cœur de REP 1300 MW	50
3.4	Vue en coupe d'un assemblage UO ₂ +UGd barré dans un cœur de REP 1300 MW	50
3.5	Carte d'assemblage, de rechargement et de grappes d'un cœur de REP 900 MW du palier CPY en gestion Parité MOX	52

3.6	Vues en coupe d'un assemblage moxé barré dans un cœur de REP 900 MW	52
3.7	Schéma de la traverse 1D de la méthode BETA	54
3.8	Dimensionnement des traverses 1D modélisées pour le REP P4/P'4	58
3.9	Dimensionnement de la traverse 1D radiale pour le REP CPY	58
3.10	Distributions axiales du flux neutronique thermique en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES en début de cycle et en trois quarts de cycle	61
3.11	Coefficient α_{CTM} en fonction de la température de l'eau du circuit primaire pour un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES à différents burnup	62
3.12	Coefficient α_{CTM} en fonction de la température de l'eau du circuit primaire pour un réacteur de 900 MW en gestion Parité MOX à différents burnup	63
3.13	Courbes G3 donnant la valeur du totalisateur du GCP (en pas insérés) en fonction de la puissance électrique relative du réacteur	64
3.14	Courbes d'efficacité différentielle et intégrale du GRT et du GCP des réacteurs P4/P'4 et CPY en fonction du burnup	65
3.15	Schéma bloc de l'algorithme de simulation d'une variation de puissance	67
3.16	Schéma bloc du pilote fictif ALGO (APOLLO3® Load-following G mode Operator)	69
3.17	Déséquilibre axial de puissance (bleu) et position du GRT (marron) au cours du temps.	70
3.18	Concentration en bore du circuit primaire au cours du temps.	71
3.19	Diagramme de pilotage.	71
3.20	Température moyenne de l'eau du circuit primaire	72
3.21	Position du GRT en pas insérés en fonction du temps pour un réacteur P4/P'4 en début de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (double créneau à 30 puis 40 % PN)	72
3.22	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en début de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	73
3.23	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en quart de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	73
3.24	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en milieu de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	73
3.25	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en trois quarts de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	73
3.26	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en début de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	74
3.27	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en quart de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	74
3.28	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en milieu de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	74
3.29	Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en trois quarts de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN)	74
4.1	Schéma de la boucle système modélisée	79
4.2	Schéma d'une turbine (vue en coupe et de profil)	82
4.3	Variation du débit massique de la vapeur à différents points du cycle thermodynamique de la boucle système	82
4.4	Illustration du problème de la contribution de chaque réchauffeur des postes d'eau alimentaire au réchauffage général de l'eau	84
4.5	Schéma d'un réchauffeur du poste d'eau alimentaire à deux zones d'échange thermique et reprise des condensats d'un réservoir quelconque en amont	85
4.6	Schéma de circulation des fluides impliqués dans les échanges thermiques d'un réchauffeur du poste d'eau alimentaire à deux zones et reprise des condensats d'un réservoir quelconque en amont	86
4.7	Schéma du dégazeur RE4 modélisé comme un réchauffeur avec trois arrivées de fluide et une sortie débouchant sur la bache ADG	87
4.8	Hypothèse du modèle implicite du condenseur : construction d'une pseudo-abaque des courbes de vide du condenseur	89
4.9	Schéma bloc du modèle explicite du condenseur	90

4.10	Diagramme de Mollier du cycle de Hirn d'un réacteur P4/P'4 d'un réacteur nucléaire pour une baisse de charge	92
4.11	Rendement thermique et pression dans l'enceinte du condenseur d'un réacteur P4/P'4 en fonction de la température de la source de refroidissement	93
4.12	Évolution le long du cycle de Hirn de l'erreur relative entre l'enthalpie de la vapeur du circuit principal de notre modèle explicite avec l'enthalpie d'un cycle de la littérature	94
4.13	Échauffement de l'eau de refroidissement entre l'entrée et la sortie des tubes du condenseur d'un réacteur P4/P'4 en fonction de sa température d'entrée	95
4.14	Profil de production simulé	96
4.15	Schéma de déviation du cours d'eau principal pour alimenter le circuit tertiaire d'une CNPE en bord de rivière	97
4.16	Confrontation du modèle IMP avec les données de référence pour l'échauffement de l'eau de refroidissement sur divers mois des années 2019 et 2020	98
4.17	Confrontation du modèle EXP avec les données de référence pour l'échauffement de l'eau de refroidissement sur divers mois des années 2019 et 2020	98
4.18	Échauffement de l'eau de refroidissement en aval d'un CNPE à deux réacteurs P4/P'4 fonctionnant à 100 % PN pour différentes valeurs du débit du fleuve	99
4.19	Point de fonctionnement dans le diagramme de pilotage d'un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES en début de cycle, pour 3 valeurs de température de la source de refroidissement	101
5.1	Schéma illustrant les différents ensembles dans un problème bi-objectifs avec un espace de recherche X de dimension 3	107
5.2	Schéma bloc issu de [DCA15] des approches possibles pour la résolution d'un problème d'optimisation multi-objectifs. Les approches exactes sont parfois appelées <i>classiques</i> dans la littérature.	108
5.3	Fonctionnement de l'algorithme génétique NSGA-II. Figure issue de [YK19]. La population évolutive au pas de temps t , notée R_t , est une concaténation de solutions parentes (population P_t) et de solutions filles (appelées Q_t sur la figure). L'image de cette population par la fonction objectif permet d'y dégager les solutions non dominées. Celles-ci sont ensuite réparties par régions sur le front de Pareto global (portions de front PF_1, PF_2, PF_3) selon une métrique propre à l'utilisateur (selon les critères qu'il souhaite favoriser, par exemple). Les solutions sélectionnées au sein des meilleures régions du front de Pareto (sur le schéma, ce sont toutes celles qui appartiennent à PF_1 et PF_2 avec une partie de PF_3) constitueront la population parente pour l'itération suivante, notée P_{t+1} . En mutant les éléments de P_{t+1} , on obtient une nouvelle population fille Q_{t+1} pour l'itération $t + 1$ (cette dernière étape n'est pas illustrée sur la figure).	109
5.4	Schéma illustrant le principe de la décomposition de l'espace objectif d'un problème bi-objectif en N directions.	110
5.5	Exemples de vecteurs de mappage pour la décomposition d'un problème à trois objectifs	111
5.6	Position du point $f(x_q^*)$ dans l'espace objectif, à l'intersection du front de Pareto du problème (en vert) et de la droite de vecteur directeur λ_q passant par z^*	112
5.7	Directions voisines (rouge) d'une direction particulière (bleue) dans l'espace objectif d'un problème d'optimisation tri-objectifs. À gauche $T = 30$; à droite $T = 60$. On note que la direction courante fait partie de son propre voisinage.	114
6.1	Amplitude de variation de charge autorisée en fonction de l'usure du combustible par rapport à la longueur du cycle	120
6.2	Temps passé à débit de dilution maximal pour différentes amplitudes de créneaux de suivi de charge en fonction du burnup	121
6.3	Schéma de la distribution du transitoire de puissance du couple de réacteurs, l'un en début de cycle (DDC) et l'autre en milieu de cycle (MDC)	122
6.4	Synthèse des hypothèses de localisation des parcs de production photovoltaïque en France, selon le scénario RTE envisagé. Figure issue de [RTE21, p. 172].	123

6.5	Part des dispatchs prévoyant le fonctionnement de x réacteurs P4/P'4 en mode suivi de charge	125
6.6	Graphes analogues à ceux de la figure 6.5, mais pour les scénarios RTE N2 et N3	126
6.7	Distributions de l'erreur de généralisation de l'objectif V_1 (haut gauche), V_2 (haut droite) et D_2 (bas). Occurrence en ordonnées, intervalles de MAE (<i>Mean Absolute Error</i>) en abscisses.	129
6.8	Distributions de l'erreur de prédiction de l'objectif V_1 (haut gauche), V_2 (haut droite) et D_2 (bas) sur la base de test. Occurrence en ordonnées, intervalles de MAE (<i>Mean Absolute Error</i>) en abscisses.	130
6.9	Superposition de toutes les approximations de fronts de Pareto dans l'espace objectif obtenu avec l'algorithme MOEA/D-S pour le problème d'optimisation tri-objectif V1-V2-D2. Les fronts des 20 runs sont placés.	131
6.10	Hypervolume génération après génération pour des optimisations conduites avec MOEA/D-S pour un nombre de directions de décomposition croissants. La moyenne sur l'ensemble des runs est en ligne pleine et la zone colorée l'entoure d'une unité d'écart-type.	133
6.11	Hypervolume génération après génération pour des optimisations conduites avec MOEA/D-S pour différentes tailles de voisinage (haut) ou en fonction du choix de la scalarisation (bas). La moyenne sur l'ensemble des runs est en ligne pleine et la zone colorée l'entoure d'une unité d'écart-type.	134
6.12	Front de Pareto dans l'espace objectif d'un problème bi-objectif quelconque présentant une zone concave.	135
6.13	Métriques de l'hypervolume et de l'IGD+ pour des optimisations conduites avec l'algorithme MOEA/D classique (noir) ou l'algorithme MOEA/D-AW	139
6.14	Fronts de Pareto dans l'espace objectif pour des optimisations conduites avec l'algorithme MOEA/D classique (noir) ou l'algorithme MOEA/D-AW	139
6.15	Distribution des paramètres de pilotage des solutions minimisant V_1 (gauche), V_2 (milieu) et D_2 (droite) parmi toutes les solutions Pareto optimales trouvées	140
6.16	Distribution des paramètres de pilotage des solutions meilleures que le paramétrage de pilotage standard minimisant V_1 (gauche), V_2 (centre) ou D_2 (droite)	142
6.17	Distribution des paramètres de pilotage des solutions meilleures que le paramétrage de pilotage standard $(r_1, r_2, b) = (185, 175, 27)$	143
6.18	Puissance électrique (en 1/4 de cœur, MW) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.	145
6.19	Température moyenne de l'eau du circuit primaire (°C) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.	146
6.20	Totalisateur du GRT (en pas insérés) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.	147
6.21	Axial offset de puissance (en %) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.	148
7.1	Les fonctions de Walsh classées par ordre croissant de haut en bas (jusqu'à $k = 7$). Des fonctions du même ordre dans l'une ou l'autre des deux bases changent de signe le même nombre de fois. Figure issue de [Sto91].	154
7.2	Schéma de la méthode de l'intégrale de Riemann pour la discrétisation en N parties de l'intégrale du signal $f(x)W_k(x)$ défini sur $[0, 1]_{\mathbb{R}}$ (courbe violette).	155
7.3	Premières fonctions de Walsh 2D et fonctions d'échantillonnage binaire (FEB) correspondantes	156
7.4	Topographie de la Corse	157
7.5	Schéma d'une mutation où $\tilde{x} = m_{2,5,-2}(x)$	164
7.6	Schéma d'une mutation où $\tilde{x} = m_{2,1,1}(x)$ dans le cas particulier où $x_2 \in \mathcal{E}_{21}$	164
7.7	Schéma des mutations possibles $m_{2,5,\delta}(x)$	166
7.8	Points de la base d'apprentissage dans l'espace objectif pour différentes valeurs de ϵ	172

7.9	Erreur absolue moyenne entre quatre méta-modèles et leur variance de l'objectif f_1 du problème NUCOP (volume d'effluents) sur les 10 runs en fonction du nombre d'évaluations réalisées	173
7.10	Erreur absolue moyenne entre quatre méta-modèles et leur variance sur l'objectif f_2 du problème NUCOP (déséquilibre axial de puissance) sur les 10 runs en fonction du nombre d'évaluations réalisées	174
7.11	Schéma de la distribution du transitoire <i>flotte</i> dans le problème NUCOP	175
7.12	Points dans l'espace objectif du NUCOP issus d'un échantillonnage de 5000 points dans l'espace de recherche par la méthode de l'hypercube latin.	176
7.13	Superposition des populations Pareto optimales issues de 10 exécutions de chaque algorithme pour la résolution du NUCOP réalisées avec les paramètres du tableau 7.6.178	178
7.14	Approximation des front de Pareto des solutions non dominées parmi celles tracées sur la figure 7.13 ci-dessus, pour chaque méthode.	178
7.15	Coefficients de Walsh de la décomposition de f_1 moyennés sur les 10 runs obtenus avec l'algorithme MOEA/D-AMOW en fonction du nombre d'évaluations réalisées lors de la progression du run	179
7.16	Coefficients de Walsh de la décomposition de f_2 moyennés sur les 10 runs obtenus avec l'algorithme MOEA/D-AMOW en fonction du nombre d'évaluations réalisées lors de la progression du run	180
7.17	Évolution des taux de mutation de chaque variable du problème NUCOP lors d'une résolution par la méthode MOEA/D-AMOW	181
B.1	Schéma du bâtiment réacteur d'un réacteur du palier CPY	201
B.2	Schéma du circuit de traitement des effluents liquides d'un REP P4/P'4	202
C.1	Schéma de l'ordre d'insertion des barres de contrôle du REP 1300 et du REP 900	203
D.1	Schéma de la réaction de diffusion élastique dans le référentiel du centre de masse du système {neutron + noyau}	205
D.2	Schéma de la réaction de diffusion élastique dans le référentiel du laboratoire du système {neutron + noyau}	205

Liste des tableaux

3.1	Taux massique et vecteur isotopique du MOX retenus pour la modélisation des assemblages combustibles moxés du réacteur CPY en gestion Parité MOX	53
3.2	Résultats du calcul de cycle à l'équilibre	62
4.1	Rapports de détente des turbines HP et BP retenus dans le cadre de la modélisation du circuit système d'un réacteur du palier P4/P'4 (données issues de [Mar19, fig.6.9]).	80
4.2	Paramétrage du modèle des turbines (modèle IMP) : contribution des étages des turbines HP et BP d'un réacteur P4/P'4 pour la production totale d'électricité de la centrale	81
4.3	Hypothèse du modèle des réchauffeurs : contribution du poste d'eau HP (RE6 et RE5) et des réchauffeurs BP (RE1 à RE4) pour le chauffage global ΔT_{HP} et ΔT_{BP} respectivement	85
4.4	Comparaison entre les rejets thermiques publiés dans les rapports environnementaux d'EDF et ceux calculés par les modèles implicites et explicites de notre modèle de boucle système	97
4.5	Débits minimaux naturels quinquennaux secs en 2055 du Rhône à la station de Ternay	100
6.1	Espace de recherche pour le problème du pilotage d'un couple de réacteurs nucléaires partageant le même mode de pilotage.	122
6.2	Corrélations entre la production d'effluents liquides et les intégrales temporelles des déséquilibres de puissance axiale pour deux REP P4/P'4 effectuant les transitoires de la figure 6.3. L'indice 1 représente le réacteur en début de cycle, et l'indice 2 celui en milieu de cycle.	127
6.3	Moyennes de la base de données (BD) et erreurs moyennes des méta-modèles pour chaque objectif du problème.	129
6.4	Paramètres de pilotage du mode actuel et des meilleures solutions du problème d'optimisation tri-objectifs pour le pilotage d'un couple de réacteurs	143
7.1	Fonctions de Walsh linéaires pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 encodé en one-hot générateur	162
7.2	Fonctions de Walsh quadratiques pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 encodé en one-hot générateur	162
7.3	Fonctions de Walsh linéaires et quadratiques pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 encodé comme dans la définition 2.2 . . .	162
7.4	Nombre de points de la base d'apprentissage en fonction de la valeur de ϵ pour le problème NUCOP (les points sont ceux de la figure 7.8).	171
7.5	Espace de recherche pour le problème de l'engagement de deux réacteurs de palier P4/P'4 pour la réalisation d'un transitoire de suivi de charge.	175
7.6	Paramètres des algorithmes MOEA/D-FMO et MOEA/D-AMOW résolvant le problème du NUCOP.	177
A.1	Débits moyens journaliers du Rhône relevés à la station de Ternay (données CNR [19a]). Le jour est donné avec la valeur de débit entre parenthèses.	199
A.2	Cumul mensuel moyen d'eau prélevée à l'environnement et réservée au refroidissement de la CNPE (données issues de [20b, chapitre II, partie 1]).	200

Remerciements

Ce n'est véritablement qu'après avoir navigué dans la tempête des derniers mois de sa thèse que l'on mesure à quel point cette expérience de plusieurs années nous a permis de mûrir, tant sur le plan professionnel que personnel. Chose étonnante, on l'assimile parfois à un voyage solitaire où seul un moussaillon, à la fin du voyage, toucherait la terre ferme et récolterait les honneurs de son labeur. Selon moi, c'est avant tout la qualité de l'équipage qui a conduit à la réussite de ce périple. J'aimerais ainsi remercier toutes les personnes qui ont permis d'amener le navire à bon port, et grâce à qui je garderai des souvenirs précieux de ces trois dernières années.

D'abord, je tiens à remercier les membres du jury d'avoir accepté de consacrer leur temps à l'évaluation de mon travail. Je suis particulièrement reconnaissant envers Pierre Parrend et Cédric Béguin, rapporteurs de ma thèse, pour leurs remarques constructives suite à une lecture poussée de ce manuscrit. Je remercie également Fanny Courtin, Christophe Schneidesch et Sara Tari d'avoir examiné mes recherches, ainsi que pour leurs questions pertinentes et leurs suggestions judicieuses pour dégager de nouvelles perspectives à de futures recherches en matière d'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires.

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à mes directeurs de thèse, Cheikh Diop du côté de l'Université Paris-Saclay et du CEA Saclay, et Sébastien Verel du côté de l'Université du Littoral Côte d'Opale à Calais, pour leurs précieux conseils, leur soutien constant et leur disponibilité au cours de ces dernières années. Leur rigueur scientifique m'ont sans aucun doute permis de grandir en tant que chercheur et de mener à bien ce projet doctoral. Sébastien, merci de m'avoir fait découvrir les algorithmes évolutionnaires sous le coup de la digestion d'un bon Welsh du ch'Nord! J'adresse de chaleureux remerciements et j'aimerais témoigner mon grande reconnaissance à Jean-Michel Do, mon encadrant de thèse au CEA, avec qui j'ai partagé l'euphorie des bons moments, et qui m'a toujours soutenu dans les périodes plus délicates. Le monde du nucléaire n'est pas si grand : j'espère que nous aurons l'occasion de retravailler ensemble à l'occasion!

Merci à Loïc Lenoir de Carlan et à Céline Guénaut qui m'ont accueilli au SERMA dans les meilleures conditions en 2020 malgré les difficultés que pouvaient induire les périodes de télétravail forcées à ce moment-là. Un grand merci à Amélie Rouchon, actuelle chef du laboratoire de Physique et d'études de Cœurs, de m'avoir toujours témoigné de son soutien et de m'avoir épaulé au CEA depuis mon arrivée en stage de fin d'études il y a maintenant quatre ans. Mes remerciements s'adressent également à tous les membres du laboratoire pour leur accueil chaleureux et leur esprit d'entraide. Je pense particulièrement à Thibault, Nicolas, Karim, Ève, Fabien, Jean-Clément, Jean-Baptiste, Florence, Cyril, avec qui j'ai eu le plaisir de collaborer et de partager des moments de convivialité et de recherche. Je salue chaleureusement les thésards que j'ai rencontré, qui ont rejoint le bateau en même temps que moi ou lors de différentes escales, et avec qui j'ai partagé de nombreux moments de convivialité : Hamza, Mathis, Francesco, Rodrigue, Robin, Émeline, Nicolas T., Nicolas L., François, Olivier, Axel, Cecilia, Ruggero, Hunter, Théophile et Yonah. Je remercie enfin Carole, Brigitte, Maud et Lucille du secrétariat du SERMA : je pense pouvoir parler au nom de tous les thésards du service pour les remercier de leur assistance quotidienne ainsi que de leur bienveillance constante.

Merci à Blaise et Nathan avec qui j'ai partagé mon bureau pendant la première moitié de ma thèse. Il m'est difficile de rendre compte ici de tous les sujets passionnants, qu'ils soient scientifiques, sportifs ou politiques, dont nous avons discuté presque tous les jours. Grâce à vous, j'ai appris l'importance d'évoluer dans un écosystème de travail rempli de sérénité pour travailler dans la bonne humeur et efficacité. Tenez-moi au courant de vos résultats sur la chaleur récupérable d'un ventilateur de PC qui tourne toute la nuit (à modéliser sur TrioCFD?;)). Je salue avec la même ferveur mes co-bureaux de seconde partie de thèse, Gabriel et Kenneth; c'était un plaisir quotidien de travailler en leur compagnie. Gabriel, ne laisse pas ta thèse te transformer en hexagone; Kenneth, j'espère qu'on continuera de bien rigoler ensemble dans notre future start-up (il faut que je te parle de ma nouvelle idée...). Au plaisir de jouer les prolongations avec toi, maintenant que nous sommes tous les deux de jeunes cadres dynamiques.

Merci aux tontons et tatas du L.A.B.O. de m'avoir accueilli à Orsay avec bienveillance et avec qui

nous avons bâti des amitiés solides. J'ai beaucoup d'anecdotes en tête mais je préfère les garder privée. Merci de m'avoir pas tenu rigueur de ma propagande pro-réacteurs pour le mix énergétique de demain! Merci aussi à mes amis de Grenoble, Gauth, Nico, Goulven, Juju, Anne-Laure, Thomas, Solène, Tanguy, Marie, Pierrick, Théophile, Bast, Beu, Cheyenne, Léo et Marion.

J'aimerais réserver mes derniers remerciements à ma famille et particulièrement mes parents, qui m'ont témoigné d'un soutien sans faille tout le long de ma thèse, et surtout sur la dernière ligne droite où je pouvais parfois être d'humeur inégale. Même quand on se voyait moins je savais pouvoir compter sur vous, sans peut-être que vous vous en rendiez compte.

« La difficulté de réussir ne fait qu'ajouter à la nécessité d'entreprendre. »
Le Barbier de Séville (acte I, scène 6) de Pierre Augustin Caron de Beaumarchais, 1775.

Chapitre 1

Introduction

La transition énergétique vers une économie mondiale décarbonée est un défi majeur posé aux sociétés modernes qui se sont bâties sur l'exploitation de ressources énergétiques abondantes. À ce titre, elle remet en question un large éventail d'acquis techniques développés depuis l'avènement de l'ère industrielle au milieu du XIX^{ème} siècle. Le dérèglement climatique, qui a d'abord été un sujet d'études réservées à la communauté scientifique, est devenu au fil des années un sujet politique dont s'est emparé le débat public à l'échelle nationale comme lors de discussions internationales. Il est difficile de résumer les efforts scientifiques traitant des moyens d'actions disponibles pour lutter contre le réchauffement climatique, tant les angles d'approche du problème sont pluriels et les disciplines concernées nombreuses (physique de l'énergie, climatologie ou encore glaciologie). Il existe toutefois un consensus selon lequel une des priorités devant guider la politique climatique internationale concerne la réduction des émissions de dioxyde de carbone dans l'atmosphère, et plus généralement des gaz à effet de serre. C'est dans ce contexte que la France œuvre à l'électrification de sa consommation finale d'énergie, avec la volonté de renforcer son indépendance énergétique en gaz et en pétrole.

1.1 Le nucléaire dans le mix électrique français à l'horizon 2050 : analyse et enjeux

Malgré un gain notable d'indépendance énergétique à la suite du premier choc pétrolier de 1971 ayant conduit au développement d'une première génération de réacteurs nucléaires à eau pressurisée, l'économie française continue de reposer largement sur les énergies fossiles, particulièrement sur le gaz et le pétrole (figure 1.1). Anticipant les décisions adoptées à l'issue des accords de Paris sur le climat en décembre 2015, le gouvernement français a formulé ses objectifs à long terme ainsi que les moyens qu'il se propose de déployer pour réduire drastiquement la quantité de gaz à effet de serre (GES) émise dans l'atmosphère. Deux textes émanant du Ministère de la Transition Écologique et de la Cohésion des Territoires ont ainsi été ratifiés pour fixer la trajectoire énergétique, politique et économique du pays pour atteindre la neutralité carbone en 2050. Cette neutralité se définit comme un bouquet de consommation d'énergie finale à émission carbone nette nulle. Ce bouquet est usuellement appelé *mix énergétique*; nous présentons en figure 1.1 celui de l'année 2022 à titre d'exemple, en fonction des filières énergétiques appelées.

Les deux textes mentionnés ci-dessus sont les suivants :

- d'une part, la Stratégie Nationale Bas-Carbone (SNBC) présente non seulement les objectifs énergétiques retenus pour l'horizon 2050, mais elle s'attache aussi à diffuser la manière dont devront s'adapter chaque secteur industriel du pays, tels que l'agriculture, les transports, l'industrie, ou la production d'énergie. Les objectifs principaux de la SNBC à date en janvier 2024 sont clairs, et inchangés depuis 2015 : avoir un mix énergétique neutre en carbone en 2050 (figure 1.2), ce qui nécessite dans un premier temps de réduire de 40% les émissions de GES en 2030 par rapport à l'année de référence 1990. La SNBC est un guide politique : à ce titre, les marqueurs clés permettant d'atteindre la neutralité carbone en 2050 sont ré-évalués tous les cinq ans et aboutissent à la création de « budgets carbones » alloués au financement de

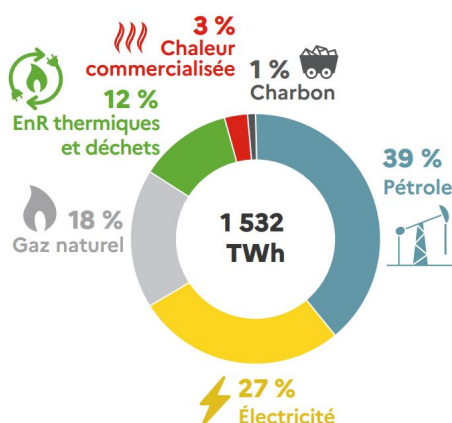


Figure 1.1 – Consommation d'énergie finale à usage énergétique en 2022. Figure issue de [Min23].

la transition.

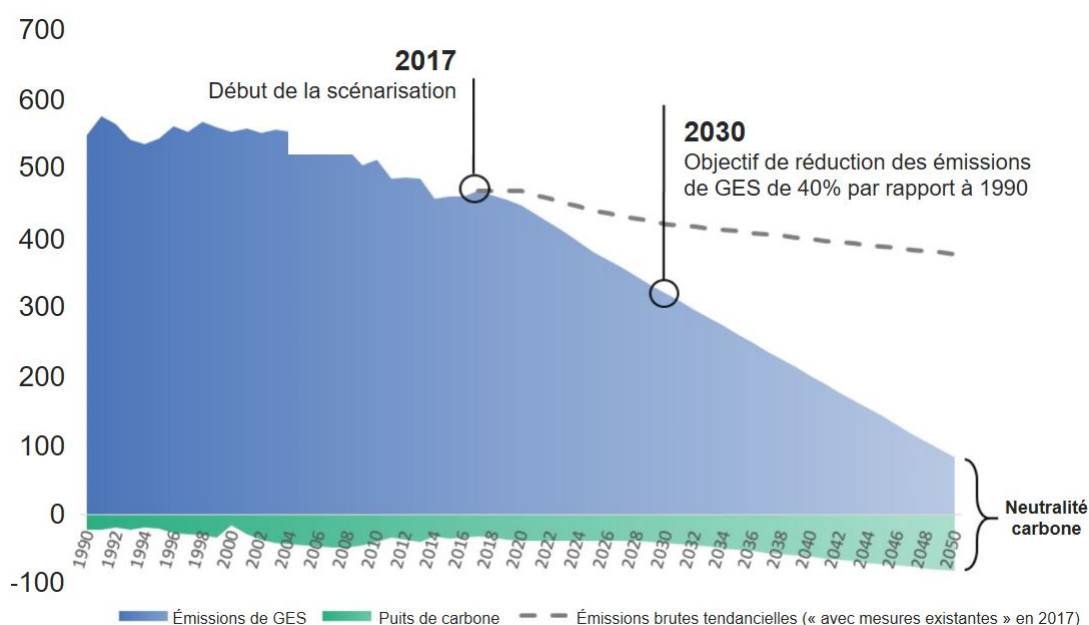


Figure 1.2 – Émissions et puits annuels de GES en MtCO₂eq (ordonnées) en fonction du temps (abscisses) tels que le prévoit la SNBC en janvier 2024. Figure adaptée de [Min20, p.3].

- D'autre part, la Programmation Pluriannuelle de l'Énergie (PPE) stipule les plannings d'évolution à court et moyen termes de chaque filière de production d'énergie du pays, en gardant comme perspective la réalisation des engagements de la SNBC. Il n'est pas ici question de lister l'ensemble des objectifs listés dans ce document; néanmoins, il est utile d'en rappeler certains pour se doter d'ordres de grandeur nécessaires pour une bonne compréhension de la suite de ce manuscrit. Ainsi, dans sa version de 2020 toujours à date en janvier 2024, il est question d'une réduction à 50% de la part du nucléaire dans la production d'électricité du pays d'ici 2035 (contre environ 65% aujourd'hui), ce qui traduit l'inévitable fermeture d'une vingtaine de centrales nucléaires¹. En parallèle, la PPE prévoit un développement massif des filières renouvelables, l'éolien et le solaire en tête, pour atteindre une part d'un peu plus de 35% du mix électrique français en 2028. Tout comme pour la SNBC, la PPE est mise à jour tous les cinq ans afin de tenir compte de retards accumulés ou de nouvelles perspectives de travail.

1. Le planning de fermeture n'est pas encore fixé, puisqu'il dépend en grande partie de l'assurance du maintien d'une certaine souveraineté énergétique sur le territoire à l'heure où des conflits armés sur le continent déstabilisent fortement le marché de l'énergie.

L'étude des nouveaux mix électriques de demain fait partie des sujets traités par l'organisme français de gestion du réseau et de transport d'électricité (RTE), qui publie régulièrement des scénarios de mix électriques en fonction des trajectoires des rapports gouvernementaux [RTE21]. Rédigés par des experts du domaine de l'énergie, ils pointent la difficulté technique de se doter des capacités de productions renouvelables envisagées dans le temps imparti de la PPE. De plus, sans la grande flexibilité des centrales à combustibles fossiles, le caractère intermittent² de certaines sources de productions renouvelables devra être soutenu par d'autres sources pilotables. En France, la plupart des réacteurs nucléaires du parc de production actuel ayant été conçus de sorte à pouvoir moduler leur puissance, ils sont régulièrement appelés pour la modulation de la charge du réseau. Pourtant, comme nous le verrons dans les paragraphes suivants, cette flexibilité est limitée avec les stratégies de pilotage actuelles.

Le réseau électrique français doit être capable de subvenir aux besoins en électricité des acteurs industriels et des foyers domestiques à tout instant. Si l'économie sous-jacente à la gestion d'un tel réseau est d'une grande complexité, il existe un principe général fixant la manière dont se distribue l'électricité sur le réseau : les unités de production sont appelées en fonction de leur coût marginal de production et du prix marginal du marché. Dans ce cadre, les centrales renouvelables qui exploitent des ressources naturelles exemptes de tarification (mouvement de l'eau, vent, Soleil) ont un coût marginal nul : on dit qu'elles sont fatales, c'est-à-dire qu'elles sont prioritaires sur le réseau (toute l'électricité qu'elles produisent est directement injectée dans la grille). Viennent ensuite les centrales nucléaires, à coûts fixes élevés mais à coûts marginaux faibles, puis en dernier les centrales fossiles. Cet ordre d'appel est plus familièrement surnommé *merit order* dans la littérature [Rol+16].

La consommation résiduelle d'électricité, définie comme la consommation brute diminuée de la production fatale, est suivie en temps réel. Elle constitue de fait le repère d'une demande des consommateurs en électricité, et guide RTE dans sa gestion géographique et temporelle de la distribution de l'électricité sur le réseau : on parle de suivi de la charge du réseau. Le parc de production français dispose d'un arsenal énergétique sur tout son territoire pour assurer ce suivi, qui comprend des réacteurs nucléaires, des centrales à gaz ou encore des centrales à charbon. Utiliser des technologies décarbonées comme le nucléaire au lieu de centrales fossiles pour assurer la stabilité du réseau est un point non négociable de la neutralité carbone que la France souhaite atteindre. D'où vient le besoin d'accroître la manœuvrabilité des réacteurs nucléaires actuels ? Pour le comprendre, analysons une étude de cas présentée dans les rapports prévisionnels de RTE : nous nous intéressons en figure 1.3 (haut) au profil de la consommation résiduelle d'une semaine estivale de 2013. De manière générale le profil de consommation suit un profil caractéristique de courbe *en dos de canard* [Kri+21] sur tous les jours de la semaine : on observe deux pics de demande pour le matin et le soir d'une même journée, avec une baisse progressive de la demande entre ces deux périodes, surtout visible pour les jours non ouvrés. On observe que le profil de production des unités pilotables est fortement corrélé au profil de la consommation résiduelle. Un graphe analogue mais prospectif d'une semaine estivale en 2030 dans le cadre d'un scénario à forte pénétration d'énergie renouvelable (37 GW d'éolien et 24 GW de photovoltaïque) est présenté en figure 1.3 (bas). On y lit une plus grande variabilité de la consommation résiduelle qui met en péril l'équilibre du réseau si les unités pilotables ne sont pas assez flexibles pour répondre à ces variations. Par cette étude, RTE montre le besoin de se doter de capacités pilotables plus flexibles qu'aujourd'hui, donc de réacteurs nucléaires plus à même d'effectuer des suivis de charge récurrents et non prévus à l'avance. Ce problème, directement lié au défaut d'intermittence des énergies renouvelables faute de solutions de stockage efficace, est beaucoup étudié dans la littérature sous un prisme économique [Pon+17, Li+18, HH19, Jen+18] ou selon des considérations purement techniques [Zhe+17, Sui+19]. La recherche sur le sujet s'accorde à dire que des réacteurs nucléaires plus flexibles permettent non seulement de sécuriser l'approvisionnement en électricité d'un territoire en cas d'une demande supérieure à l'offre (risque de *black-out*), mais aussi d'éviter des déversements d'électricité lorsque les moyens de stockage ne peuvent plus gérer une forte baisse de la demande sur le marché de l'électricité.

2. Une ressource intermittente est une ressource qui ne produit pas d'électricité de manière constante, ou plus généralement qui ne peut pas produire sur demande à n'importe quel moment de la journée.

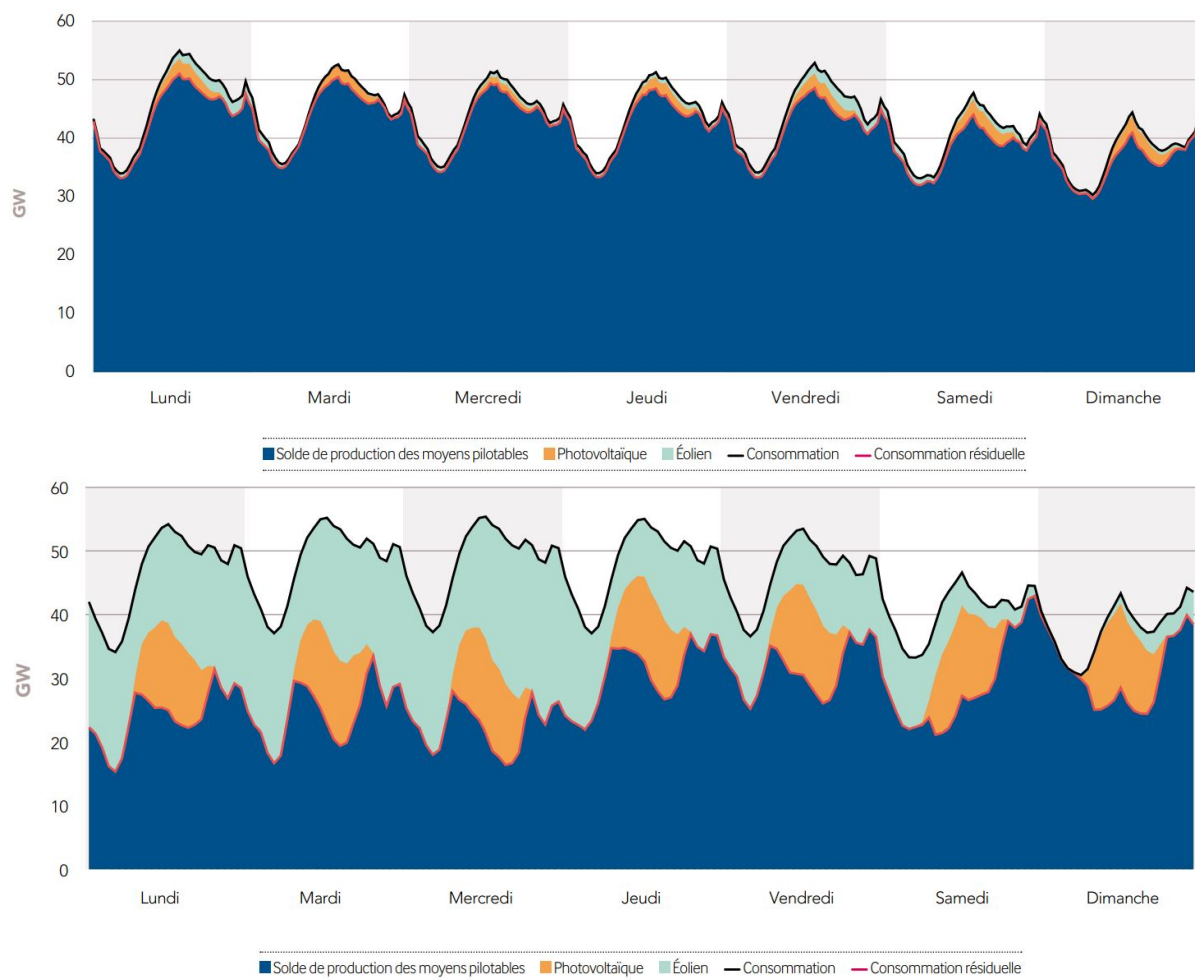


Figure 1.3 – Consommation résiduelle de la semaine du lundi 5 au dimanche 11 août 2013 (en haut) et d'une semaine d'été simulée à l'horizon 2030 (en bas). Figure issue de [RTE15, page 104-105].

1.2 Le nucléaire dans un contexte de réchauffement climatique

En vertu du second principe de la thermodynamique, il n'est pas possible de convertir toute la chaleur générée dans le cœur du réacteur nucléaire en travail mécanique aux aubages des turbines. Il existe ainsi un rendement maximal théorique fixant l'énergie récupérable depuis le cœur jusqu'à l'alternateur de la centrale, en général proche de 33% pour les chaudières du parc actuel. En définitive, il faut donc évacuer environ 66% de l'énergie produite dans le cœur, en la cédant à l'atmosphère (centrales en circuit ouvert de refroidissement, repérables par la présence de tours aéroréfrigérantes) ou au cours d'eau utile à l'alimentation le circuit de refroidissement (centrales en circuit fermé). Les rejets thermiques dans l'environnement sont tout autant contrôlés par l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) que les rejets radioactifs, si bien que la loi fixe des valeurs d'échauffements maximales des cours d'eau en fonction de la saison [Aut22]. Lors d'épisodes caniculaires, il est fréquent que les cours d'eau subissent des périodes d'étiage aiguës et prolongées qui empêchent les réacteurs de fonctionner à puissance maximale pour des raisons légales ayant trait aux restrictions d'échauffement. Ce fut notamment le cas pour certaines centrales au bord du Rhône en 2023.

La récurrence des épisodes de sécheresse et de canicules pose question sur la manière dont les réacteurs nucléaires pourront, à l'avenir, participer efficacement à la modulation de la charge du réseau. Dans ce contexte, deux conséquences notables peuvent être mentionnées

- les épisodes de fortes chaleur s'observent généralement en été, période où l'ensoleillement

est le plus propice à exacerber le pic de production solaire que nous avons analysé dans la partie précédente. C'est donc sur ces mêmes périodes que la flexibilité des réacteurs nucléaires sera la plus mise à l'épreuve;

- les réacteurs nucléaires ne peuvent pas fonctionner en-deçà d'un seuil de puissance fixé de manière prolongée (on parle de fonctionnement prolongé à puissance intermédiaire, ou FPPI)³. En périodes caniculaires, les réacteurs pouvant être appelés à abaisser leur production pour limiter les rejets thermiques dans l'environnement [Aut22], cela induit donc des contraintes de flexibilité supplémentaires sur le parc.

1.3 Objectifs et périmètre de la thèse

L'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée est l'un des nombreux sujets de recherche porté par le laboratoire de physique et d'études des cœurs du CEA Saclay (LPEC), au sein du service d'études des réacteurs et de mathématiques appliquées (SERMA). Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le prolongement de ceux réalisés par M. Munniglia [Mun17] et V. Drouet [Dro20]. L'objectif principal de la présente thèse est d'affiner les modèles de simulation du mode suivi de charge d'un réacteur nucléaire piloté en mode G, et de généraliser la recherche d'optimisation du pilotage en l'étendant à l'échelle d'une flotte de réacteurs. Dans la mesure où le parc de réacteurs est soumis à certaines règles de standardisation, nous recherchons ainsi une manière optimale de piloter et un mode de pilotage généralisable à tous les réacteurs appartenant au même palier technologique. Pour cela, nous nous sommes attachés à travailler conjointement sur deux plans, qui constituent deux volets de la thèse : se doter d'un simulateur numérique pour modéliser plus précisément un opérateur en charge du pilotage du réacteur, puis explorer des voies d'optimisation de pilotage possibles à l'aide de ce simulateur en contribuant au développement de nouveaux algorithmes évolutionnaires. Ce

Volet ayant trait à la physique des réacteurs

1. D'abord, le chapitre 2 rappelle des notions importantes de physique nucléaire, de neutronique et de physique des réacteurs. Le lecteur non familiarisé avec ces trois disciplines pourra cerner les aspects indispensables à la compréhension des phénomènes de causes à effets typiques des variations de puissance d'un réacteur en production.
2. Jusque-là appliqué sur les réacteurs de 1300 MWe typique du palier technologique appelé P4/P4 utilisant du combustible à base d'oxyde d'uranium, nous avons étendu l'usage du simulateur de pilotage aux réacteurs de 900 MWe du palier CPY pourvu du combustible MOX (mélange d'oxydes à base d'uranium et de plutonium). Pour cela, nous avons complètement repris la modélisation du simulateur de pilotage, pour améliorer le contrôle de la dérive du déséquilibre axial de puissance apparaissant lors d'une variation de charge. Notre modèle, baptisé ALGO, présente des performances notablement meilleures que les modèles construits jusqu'alors. Ce travail fait l'objet du chapitre 3.
3. Fort de notre volonté d'analyser les conséquences de la dégradation des conditions de refroidissement d'un réacteur, nous avons modélisé l'entièreté du cycle thermodynamique conventionnel d'une centrale nucléaire. Nous avons couplé ce modèle 0D et le circuit de refroidissement à la boucle primaire pour estimer de manière *on-line* la sensibilité du pilotage face à des variations du rendement thermique de la chaudière. Ces études font l'objet du chapitre 4.

Volet ayant trait à l'optimisation évolutionnaire

Le pilote fictif ALGO évoqué ci-dessus présentant le défaut d'être coûteux en temps de calcul, cette thèse a été l'occasion d'ouvrir des discussions tournées vers les méthodes algorithmiques

3. La raison principale étant liée au conditionnement de la pastille combustible dans la gaine à basse puissance, traduisant une fermeture du jeu entre les deux corps au bout d'un certain temps). Lors d'une reprise de charge la pastille gonfle et induit des contraintes mécaniques sur la gaine, entraînant ainsi un risque de rupture de celle-ci.

évolutionnaires adaptatives. Après avoir rappelé le vocabulaire et le principe des algorithmes évolutionnaires multi-objectifs dans le chapitre 5, nous proposons de résoudre deux problèmes d'optimisation en lien avec l'amélioration de la manœuvrabilité des réacteurs nucléaires.

1. Dans le chapitre 6, nous résolvons un problème tri-objectifs à l'aide d'un algorithme évolutionnaire à décomposition de l'espace multi-objectifs MOEA/D à vecteurs de poids adaptatifs, que nous avons choisi du fait de la complexité spatiale du front de Pareto tridimensionnel dans l'espace objectif. En effet, des travaux conduits avec ce type d'algorithme dans la littérature (que nous aborderons dans le chapitre) ont montré des gains de performance notables lorsque la fonction multi-objectifs du problème présente un front de Pareto non-continu ou de forme complexe, par sa faculté à non seulement améliorer la phase d'exploitation de la recherche, mais à diversifier le peuplement des régions du front de Pareto. Dans ce travail, la méthode adaptative a montré une amélioration notable du nombre de solutions composant l'approximation des fronts de Pareto du problème.
2. Au lieu d'optimiser le mode de pilotage d'un réacteur sur un transitoire fixé, nous explorons dans le chapitre 7 l'optimisation conjointe du mode de pilotage partagé par deux réacteurs pilotables couplés en charge de la réalisation d'un transitoire de suivi de charge d'une flotte de réacteurs. Ce problème aura été l'occasion de développer une stratégie évolutionnaire innovante dans laquelle la méta-modélisation de la fonction objectif sert à adapter l'opérateur de mutation d'un algorithme MOEA/D.

Glossaire et acronymes

- [ALGO] **APOLLO3**[®] **L**oad-following **G** mode **O**perator : simulateur de pilotage d'un réacteur nucléaire à eau pressurisée. Il est basé sur des commandes correctrices du groupe de régulation de température et du bore selon un protocole de causes à effets ainsi que sur l'exploitation de la résolution numérique de l'équation de Boltzmann critique en diffusion à deux groupes.
- [ALPHA-op] simulateur de pilotage d'un réacteur nucléaire à eau pressurisée développé dans [Dro+19]. Il est basé sur des commandes correctrices prédictives du groupe de régulation de température et du bore en fonction de la distribution de puissance courante, sa dynamique, la réactivité du cœur, et un coefficient α à fixer par l'utilisateur.
- [ASN] **A**utorité de **S**ûreté **N**ucléaire.
- [CNPE] **C**entre **N**ational de **P**roduction d'**E**lectricité.
- [CPY] Nom donné au palier technologique des réacteurs nucléaires à eau pressurisée français de puissance 900 MWe. Ce palier regroupe les réacteurs des contrats programmes 0, 1 et 2 (plus connu en tant que CP0, CP1 et CP2).
- [EPR] **E**volutionary **P**ower **R**eactor, anciennement **E**uropean **P**ressurized **R**eactor.
- [GCP] **G**roupe de barres de **c**ompensation de **p**uissance. En mode de pilotage G, le GCP est composé des groupes de barres G1, G2, N1 et N2.
- [GEMMES] Type de gestion du combustible. Elle fixe tout ce qui a trait au combustible du réacteur (durée des cycles entre deux rechargements, enrichissement, carte d'assemblages, ...).
- [GES] **G**az à **e**ffet de **s**erre.
- [GRT] **G**roupe de barres de **r**égulation de **t**empérature. En mode de pilotage G, le GRT est composé des groupes de barres R1 et R2 déplacés simultanément.
- [GV] **G**énérateur de **v**apeur.
- [MOEA/D] **M**ulti **o**bjective **e**volutionary **a**lgorithm based on **d**ecomposition. Type d'algorithme évolutionnaire pour la résolution de problème d'optimisation multi-objectifs.
- [MOEA/D-AW] **M**ulti **o**bjective **e**volutionary **a**lgorithm based on **d**ecomposition with **a**daptive **w**eights. Variante de MOEA/D avec une décomposition de l'espace objectif qui est mise à jour au cours de l'évolution de la population de solutions.
- [MOEA/D-S] **M**ulti **o**bjective **e**volutionary **a**lgorithm based on **d**ecomposition executed with a **s**ynchronous master-worker architecture. Dénomination d'un MOEA/D exécuté de manière synchrone sur une architecture maître-ouvrier.
- [MOX] Abréviation du combustible usuellement décrit comme un mélange d'oxydes à base d'uranium (*cf.* UOX) et de plutonium.
- [MPC] **M**odel **P**redictive **C**ontrol. Simulateur de pilotage basé sur la connaissance des actions correctrices déjà choisies sur une fenêtre de temps passée et bornée pour prédire la bonne commande pour le transitoire de puissance à venir (méthode à fenêtre temporelle glissante, en français).

[N4] Nom donné au palier technologique des réacteurs nucléaires à eau pressurisée français de puissance 1450 MWe.

[NSGA-II] **N**on **D**ominated **S**orting **A**lgorithm de deuxième génération. Type d'algorithme évolutionnaire pour la résolution de problème d'optimisation.

[P4/P'4] Nom donné au palier technologique des réacteurs nucléaires à eau pressurisée français de puissance 1300 MWe.

[PPE] **P**rogrammation **P**luriannuelle de l'**É**nergie.

[RCV] Nom du système de contrôle chimique et volumétrique utilisée pour le transvasement de l'eau du circuit primaire avec de l'eau claire (sans bore) et de l'eau à forte teneur en bore (7700 particules par million pour un réacteur nucléaire français).

[REP] **R**éacteur nucléaire à **E**au **P**ressurisée.

[RTE] **R**éseau de **T**ransport de l'**É**lectricité (gestionnaire de la distribution de l'électricité du réseau électrique français).

[SNBC] **S**tratégie **N**ationale **B**as-**C**arbone.

[UOX] Abréviation de l'oxyde d'uranium UO_2 .

Première partie

Le pilotage des réacteurs nucléaires : physiques et modèles

Chapitre 2

Physiques du pilotage des réacteurs nucléaires et état de l'art des modèles numériques associés

La neutronique est la science qui traite du comportement d'une population de neutrons dans la matière. Elle a représenté un important sujet de recherche au début du siècle passé en raison de ses nombreuses applications militaires et civiles, à tel point que seulement 10 ans séparent la découverte du neutron par James Chadwick en 1932 et la construction de la première pile atomique par Enrico Fermi en 1942 à Chicago. De la description du flux neutronique au sein du cœur à celle des contre-réactions neutroniques, en passant par le suivi de l'usure du combustible au cours d'un cycle d'exploitation, la neutronique est à la base du pilotage des réacteurs nucléaires.

Le pilotage des réacteurs vise à moduler la puissance qu'ils délivrent à l'aide de protocoles représentant le fruit d'années de recherche menées dès 1977 et l'exploitation des chaudières nucléaires sous licence américaine. Aujourd'hui, des méthodes innovantes de pilotage sont toujours l'objet de recherches actives. Dans ce chapitre, nous rappelons d'abord les équations fondamentales de la neutronique avant d'introduire les phénomènes physiques du pilotage d'un réacteur en production. Nous présentons ensuite les différents modes de pilotage utilisés sur les réacteurs français ainsi que ceux exploités sur des filières atypiques à l'étranger. Enfin, nous faisons un état de l'art succinct des modèles de simulations numériques appliqués au pilotage des réacteurs à eau pressurisée.

2.1 Réactions nucléaires entre un noyau et un neutron	14
2.1.1 Réactions d'absorption	14
2.1.2 Théorie de ralentissement des neutrons par diffusion	16
2.1.3 L'équation de Boltzmann : construction et résolution	17
2.1.4 Équation de la cinétique ponctuelle	21
2.2 Les contre-réactions dans le cœur du réacteur nucléaire	22
2.2.1 Effet Doppler	22
2.2.2 Contre-réaction du modérateur	22
2.3 Pilotage d'un réacteur nucléaire	24
2.3.1 Le suivi de la stabilité en puissance du réacteur	24
2.3.2 Effets de température	25
2.3.3 Effet xénon et oscillations de puissance	27
2.4 Les modes de pilotage pour les réacteurs à eau sous pression français	32
2.4.1 Quels sont les leviers dont dispose l'opérateur pour piloter?	32
2.4.2 Fonctionnement en dynamique libre	33
2.4.3 Modes de pilotage employés pour la maîtrise de la stabilité du réacteur	36
2.4.4 Autres stratégies de pilotage exotiques	40
2.5 État de l'art sur la modélisation numérique du contrôle d'un réacteur nucléaire	42
2.5.1 Techniques d'automatique et de machine learning	43
2.5.2 Simulateurs développés au CEA ou chez ses partenaires	44
2.6 Conclusion	45

2.1 Réactions nucléaires entre un noyau et un neutron

Il existe une très grande variété d'interactions au sein du cœur d'un réacteur nucléaire, mais certaines affectent particulièrement le nombre de neutrons dans le système à tout instant. Elles se classent en deux catégories : les réactions d'absorption qui aboutissent à la disparition du neutron au cours de son cheminement dans la matière, et les réactions de diffusion qui le laissent poursuivre sa marche mais qui modifient au moins un de ses paramètres cinétiques (la direction de propagation ou l'énergie, souvent les deux simultanément).

2.1.1 Réactions d'absorption

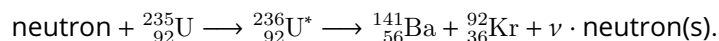
2.1.1.1 Absorption par capture neutronique

Soit un noyau de nombre de masse ¹ A interagissant avec un neutron en cheminement libre dans la matière. Dans cette réaction, le neutron pénètre le noyau et forme un noyau composé de nombre de masse $A + 1$ excité, cette excitation étant liée à la succession de chocs entre le neutron et les nucléons déjà présents. La capture neutronique prévoit le piégeage du neutron dans le noyau composé; excité, le retour à l'état stable suit un mécanisme de désexcitation qui dépend de la nature du noyau (le rayonnement γ ou l'émission d'un noyau d'hélium ${}^4_2\text{He}$, par exemple).

La capture neutronique est souvent à l'origine d'une succession de réactions stabilisant un noyau qui, mises bout à bout, forment une chaîne de décroissance nucléaire. Chaque désintégration de la chaîne conduit à la création de noyaux fils aux propriétés neutroniques bien distinctes du noyau père initial. Les propriétés nucléaires des noyaux fils justifient parfois l'utilisation de certains types de combustible contenant des noyaux dits fertiles : par exemple, la capture neutronique sur le thorium 232 permet la formation d'uranium 233 fissile à la suite de deux désintégrations β^- .

2.1.1.2 Absorption par fission nucléaire

La chaleur émise par le combustible d'un réacteur nucléaire est issue de la réaction de fission nucléaire découverte par O. Hahn, F. Strassmann et L. Meitner [HS39], mais réellement comprise par cette dernière et son neveu O. Frisch [MF39]. Tout comme la combustion à l'échelle moléculaire d'éléments chimiques utiles au fonctionnement des centrales utilisant des combustibles fossiles, la fission atomique est exo-énergétique. La fission d'un noyau d'uranium 235, la plus observée pour les réacteurs pourvu d'un combustible UOX (oxyde d'uranium), se résume par le bilan suivant :



Le baryum ${}^{141}_{56}\text{Ba}$ et le krypton ${}^{92}_{36}\text{Kr}$ sont appelés des fragments de fissions directs; ce couple d'éléments n'est pas unique, la séparation d'un noyau d' ${}^{235}_{92}\text{U}$ pouvant conduire à la formation d'une multitude de couples possibles dont les probabilités d'apparition sont stipulées par la courbe de répartition des produits de fission, dite « en dos de chameau » [OT03]. De manière rigoureuse, il faut préciser que la réaction de fission résulte de deux étapes (figure 2.1) : d'abord le neutron incident pénètre dans ${}^{235}_{92}\text{U}$ pour former le noyau composé ${}^{236}_{92}\text{U}^*$, très instable donc de durée de vie très courte. L'excitation du noyau composé entraîne de fortes déformations géométriques de celui-ci. À la manière d'une goutte d'eau qui se divise [Reu03] ou d'une cellule mère au moment de la mitose, un étranglement se manifeste et s'accroît à mesure que la force de répulsion coulombienne entre les deux parties du noyau devient prédominante par rapport à l'interaction forte garantissant normalement sa cohésion. Au final, ${}^{236}_{92}\text{U}^*$ fissionne en deux fragments de fission et laisse échapper des neutrons (ν est le nombre moyen de neutrons émis par fissions, soit entre 2 et 3 pour l'uranium 235), ainsi que d'autres particules d'énergie variable (photons γ , particules β , antineutrinos). La fission du noyau ${}^{236}_{92}\text{U}^*$, en l'occurrence, libère environ 200 MeV au moment de sa séparation. Environ 80% de l'énergie libérée est emportée par les fragments de fission sous forme d'énergie cinétique, le reste étant partagé sur les autres produits de la réaction. La chaleur émise par la fission puis transmise à l'eau du circuit primaire résulte ainsi, pour l'essentiel, de la dissipation de l'énergie cinétique des fragments de fission lors de leur ralentissement au sein même du combustible. Les

1. C'est-à-dire le nombre cumulé de protons et de neutrons.

neutrons émis au moment de l'éclatement du noyau d'uranium pourront eux-même provoquer la fission d'autres noyaux, permettant ainsi l'entretien d'une réaction en chaîne sur laquelle repose le bon fonctionnement d'un réacteur nucléaire.

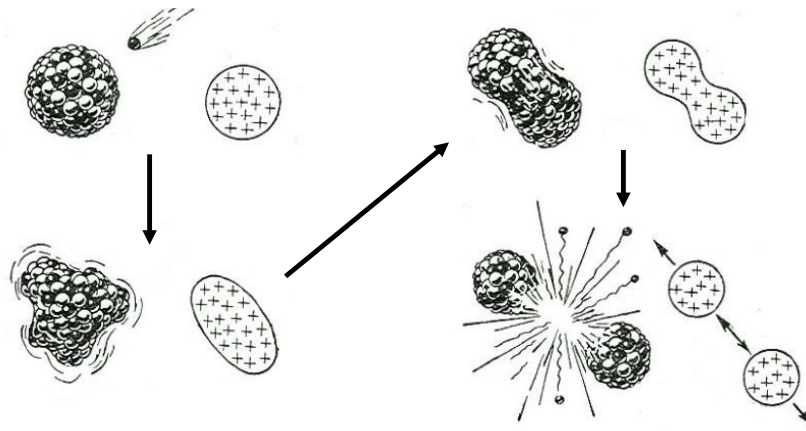


Figure 2.1 – Schéma d'une fission nucléaire (illustrations de [Gla58]). Ici, quatre neutrons sont émis au moment de l'éclatement du noyau; ils pourront faire fissionner d'autres noyaux à leur tour, permettant l'entretien d'une réaction en chaîne.

Une réaction d'absorption par capture neutronique coupe court au cheminement d'un neutron dans la matière, et l'empêche d'interagir avec un noyau fissile; on dit que les captures neutroniques parasitent l'entretien de la réaction en chaîne de fissions. Comment augmenter les chances qu'un neutron puisse être absorbé par fission au lieu d'être capté par un noyau non fissile? Répondre à cette question légitime nécessite d'introduire une propriété nucléaire clé de la neutronique : les sections efficaces de réaction.

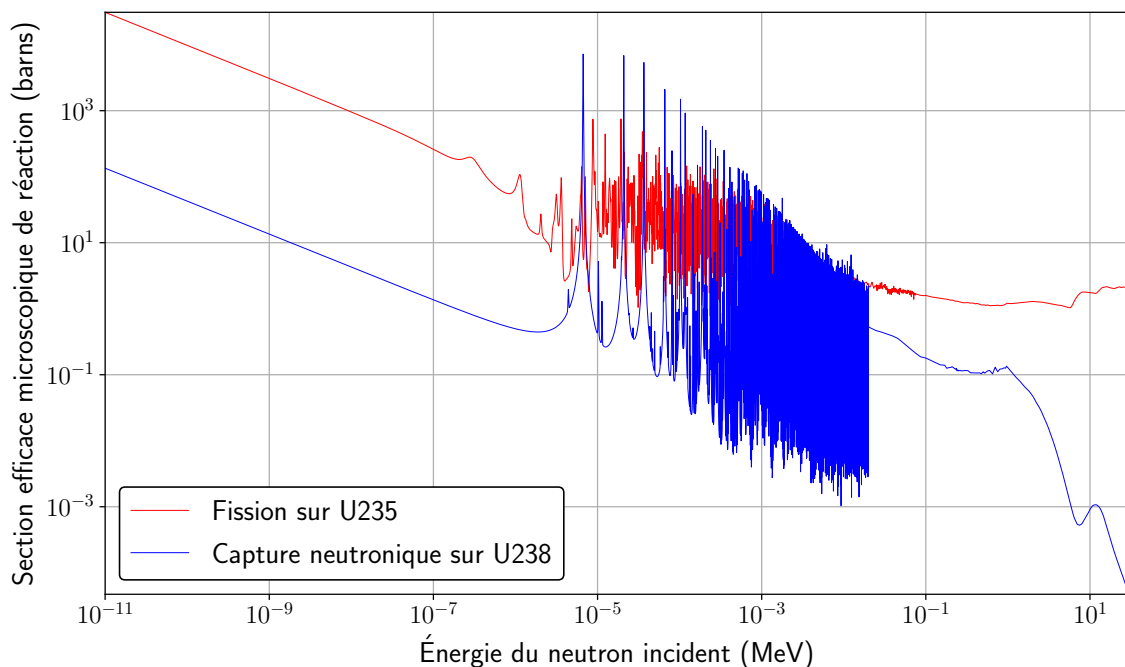


Figure 2.2 – Section efficace microscopique de fission de $^{235}_{92}\text{U}$ en fonction de l'énergie du neutron incident (données de la bibliothèque ENDF/B-VIII.0 consultées sur [Bro+18]).

Chaque noyau présent dans le cœur possède un jeu de sections efficaces de réaction (de capture neutronique, de fission, de diffusion, ...) et chacune d'entre elles reflète l'occurrence de cette réaction entre un neutron et le noyau. La figure 2.2 présente l'évolution de la section efficace mi-

croscopique de fission de l'uranium 235 (rouge) et la section de capture neutronique de l'uranium 238 (bleue), toutes deux en fonction de l'énergie cinétique du neutron incident. Quelle que soit la courbe, on remarque que :

- les chances d'observer ces réactions augmentent à mesure qu'un neutron ralentit (diminution de son énergie cinétique);
- une large gamme d'énergie est caractérisée par la présence de pics de résonance à partir d'une énergie d'environ 10^{-6} MeV.²

Un neutron naît d'une fission avec une énergie d'environ 2 MeV en moyenne : on parle de neutron rapide. Il incombe aux neutroniciens de prendre les dispositions nécessaires pour maximiser la probabilité que ce neutron puisse interagir par fission au lieu d'être absorbé de manière parasite dans le domaine épithermique (entre 25 eV et 1 MeV). Pour cela, il faut rechercher des voies de ralentissement du neutron telles qu'elles minimisent le nombre d'interaction avec les noyaux environnants : non seulement l'occurrence des captures neutroniques s'en trouve réduite, mais la part de neutrons dits lents ou thermiques (énergie inférieure à 25 eV) dans le système augmente, ce qui va dans le sens d'une augmentation du nombre de fissions observées³.

En neutronique, le processus de ralentissement des neutrons décrit ci-dessus est également désigné comme le principe de modération des neutrons. Le milieu dans lequel les neutrons interagissent le plus souvent entre leur naissance et leur disparition doit être judicieusement choisi de sorte à les modérer efficacement, c'est-à-dire à les amener à l'état thermique avec le moins d'interactions possibles pour limiter le risque de capture : on parle de milieu modérateur. Dans un réacteur nucléaire, les réactions de diffusion entre un noyau et un neutron représentent la voie la plus probable que ce dernier soit ralenti au lieu d'être absorbé.

2.1.2 Théorie de ralentissement des neutrons par diffusion

2.1.2.1 Les réactions de diffusion

Les réactions de diffusion entre un neutron incident et un noyau constitutif de la matière sont caractérisées par la conservation du nombre de corps dans le système avant et après l'interaction. Il en existe plusieurs types qui se distinguent (entre autres) de par la nature du processus d'interaction ou bien l'état final des particules après l'interaction. Trois d'entre elles sont prépondérantes au sein du cœur d'un réacteur nucléaire : la diffusion élastique potentielle, résonnante et inélastique (figure 2.3). Ces interactions ont chacune leurs caractéristiques :

- la diffusion potentielle élastique est une simple réflexion du neutron au contact de la surface du noyau. Repoussé par la barrière de potentiel de ce dernier, il poursuit son cheminement avec un nouvel angle de propagation et une nouvelle direction.
- la diffusion résonnante élastique prévoit la formation d'un noyau composé par pénétration du noyau au sein de celui-ci. Le noyau retourne presque instantanément à son état initial en éjectant un neutron, pas nécessairement celui qui l'a pénétré.
- la diffusion inélastique diffère de la diffusion résonnante élastique du fait de la voie de désexcitation du noyau. Le noyau reste à l'un de ses niveaux excités une fois qu'un neutron a été éjecté; il revient à son état fondamental par émission d'un photon γ .

Contrairement aux autres types de diffusion, la diffusion inélastique n'est possible que lorsque le neutron se déplace avec une énergie cinétique suffisante (on parle de réaction à seuil). En pratique, elle n'est plus observée une fois que le neutron est ralenti à des énergies inférieures à 0.8 MeV. Nous proposons de décrire ci-dessous le mécanisme le plus probable à l'origine de la modération des neutrons, c'est-à-dire la réaction de diffusion élastique. Sa description détaillée est essentielle pour mieux cerner l'importance du choix du modérateur, le principe de la contre-réaction modérateur (cf. paragraphe 2.2.2) et plus généralement la physique du pilotage d'un réacteur nucléaire.

2. Contrairement à ce que laisse penser la figure, les résonances persistent au-delà de 10^{-2} MeV, mais les appareils de mesure actuels ne possèdent pas la résolution suffisante pour les discerner. On les représente donc à partir d'un certain seuil d'énergie par une ligne continue.

3. Si ralentir les neutrons n'est pas essentiel pour tous les réacteurs nucléaires en exploitation dans le monde (comme les réacteurs à eau pressurisée VVER en Russie ou CANDU au Canada), il l'est au moins pour tous les réacteurs nucléaires à eau pressurisée exploités en France. La raison principale provient de la fraction de noyaux fissiles dans le combustible [Cos06, And+13], mais cela sort du cadre de cette thèse.

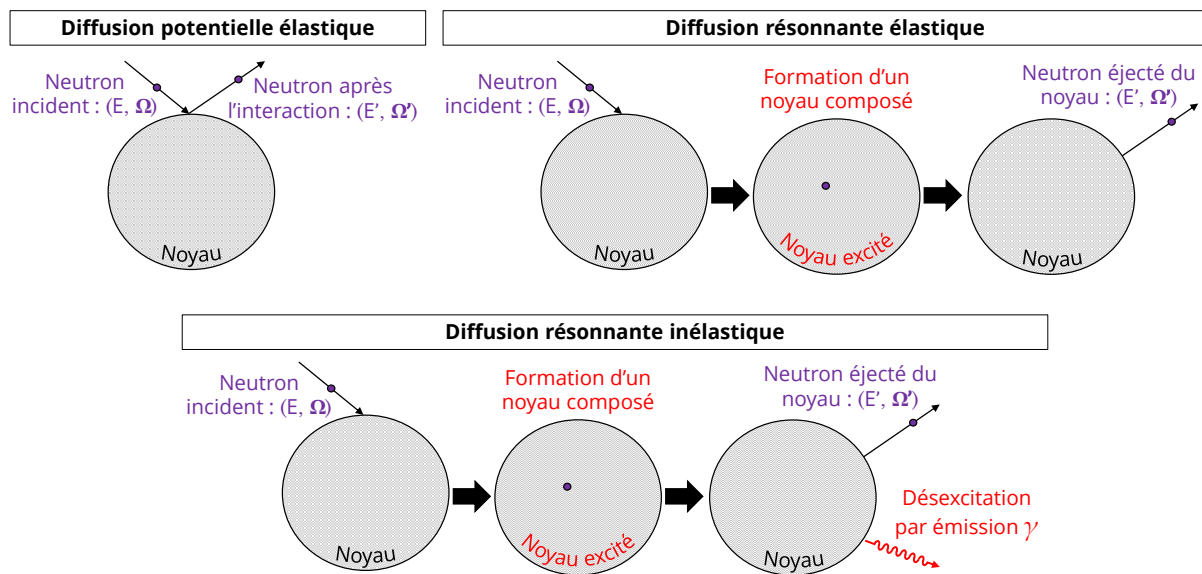


Figure 2.3 – Exemples de différentes réactions neutron-noyau de diffusion.

2.1.2.2 La diffusion élastique

Considérons un système composé d'un neutron incident et d'un noyau de A nucléons dans son état fondamental. Une approche classique pour étudier la diffusion élastique est d'utiliser le formalisme des chocs élastiques entre deux sphères homogènes indéformables. À l'issue de l'analyse du choc, que nous proposons d'expliciter de manière exhaustive en annexe D, nous pouvons exprimer la perte d'énergie observée sur le neutron incident suite à son interaction avec le noyau :

$$\frac{E'}{E} = \frac{1 + 2A \cos \theta + A^2}{(A + 1)^2}. \quad (2.1)$$

où E et E' sont les notations reprises de la figure 2.3 et θ est l'angle de déviation du neutron dans le référentiel du centre de masse du système {neutron + noyau}. Cette équation est importante : à la suite d'une réaction de diffusion élastique, l'énergie du neutron post-collision est bornée entre E (pas de ralentissement) et $E \left(\frac{A-1}{A+1}\right)^2$ (ralentissement maximal) selon la valeur prise par l'angle de diffusion θ . Une interaction avec un nombre de masse A faible permet donc de maximiser les chances de faire perdre beaucoup d'énergie au neutron incident, la probabilité d'atteindre une énergie E' vérifiant $E \left(\frac{A-1}{A+1}\right)^2 \leq E' \leq E$ [Bar93, chap. IV, part. 1, §1]. Le noyau d'hydrogène composé d'un proton ($A = 1$) peut donc, en théorie, faire perdre au maximum toute l'énergie cinétique d'un neutron incident à la suite d'une seule interaction. Cette particularité de l'hydrogène est donc forcément très appréciée des neutroniciens et justifie que l'écrasante majorité des réacteurs nucléaires actuellement en exploitation utilise de l'eau légère H_2O comme modérateur⁴.

2.1.3 L'équation de Boltzmann : construction et résolution

L'équation du transport a été établie par Ludwig Boltzmann en 1872 pour décrire le comportement statistique d'un gaz en régime permanent ou hors équilibre thermodynamique. Elle est un outil adapté à l'étude du comportement d'une population de neutrons car, par analogie avec un système thermodynamique gazeux, les neutrons peuvent être assimilés à un nuage de particules ponctuelles sans interaction les unes avec les autres. Nous présentons la manière de l'établir dans la suite de ce paragraphe.

4. Historiquement l'eau lourde H_3O fut l'un des premiers modérateurs utilisé pour la modération des neutrons. Sa rareté, ajouté au fait que l'atome représentait un enjeu stratégique militaire et civil important, en firent l'un des éléments les plus convoités pendant la deuxième guerre mondiale : c'est la bataille de l'eau lourde. Si elle a été abandonnée au profit de l'eau légère sur la plupart des technologies actuelles pour des raisons économiques, certains réacteurs l'utilisent toujours en tant que modérateur (réacteurs CANDU au Canada).

Considérons un neutron de l'espace des phases décrit par un jeu de six coordonnées réparties sur trois variables :

- une variable r permettant de repérer la position du neutron dans l'espace, comme cela pourrait être le cas dans n'importe quel problème classique de mécanique du point. Le point r , vectoriel, est arbitrairement décrit en utilisant un système de trois coordonnées cartésiennes ou sphériques;
- une variable E renseignant sur l'énergie du neutron. Étant donné que la masse du neutron est constante, il est commun de remplacer le paramètre d'énergie par la vitesse du neutron, ce qui ne change en rien l'équation finale obtenue;
- la direction angulaire de déplacement dans l'espace, notée Ω . Un neutron étant par définition neutre électriquement, il n'est pas affecté par les forces d'attraction et de répulsion coulombienne pendant son cheminement dans la matière. Son déplacement entre deux interactions avec un noyau se réalise donc en ligne droite, et Ω n'est rien de plus que le vecteur directeur de la droite selon laquelle il se déplace.

La dépendance temporelle est, elle, représentée par la variable t . Une population de neutrons n'est pas décrite par un complexe système matriciel où l'on aurait renseigné unitairement les coordonnées dans l'espace des phases de chacune des particules. À la place, de manière analogue à la thermodynamique et notamment à la description d'un gaz, nous définissons la densité angulaire de neutrons

$$n_{r,E,\Omega,t} \cdot d^3r \cdot dE \cdot d^2\Omega \quad (2.2)$$

qui représente le nombre de neutrons contenus dans une unité de volume élémentaire d^3r autour du point r , dans la bande d'énergie comprise entre E et $E+dE$ et dans le cône de révolution donnant toutes les directions autour de Ω à $d^2\Omega$ près, au temps t (figure 2.4).

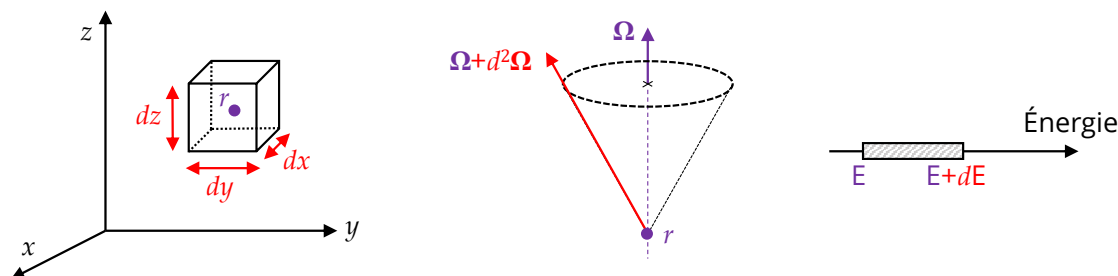


Figure 2.4 – Description du volume élémentaire de l'espace des phases.

L'équation de Boltzmann se construit facilement en tant que bilan neutronique, c'est-à-dire en mettant en équation l'équilibre entre la disparition de neutrons hors des bornes spatiales, d'angle ou d'énergie de l'espace des phases et l'introduction d'autres neutrons dans cet espace qui compensent les pertes. Dans un volume élémentaire de l'espace des phases au temps t (figure 2.4), en notant v la vitesse de déplacement des neutrons considéré rectiligne entre deux interactions, l'équation du transport de Boltzmann est [BG70, Reu03, Hébo9] :

$$\left(\frac{1}{v} \frac{\partial}{\partial t} + \Omega \cdot \nabla + \Sigma_t(r, E) - H(r, E, \Omega) - P(r, E) \right) \Psi(r, E, \Omega, t) = 0. \quad (2.3)$$

avec $\Psi(r, E, \Omega, t) = v \cdot n(r, E, \Omega, t)$ le flux neutronique angulaire. Chacun des opérateurs caractérise un type d'interaction qu'un neutron est susceptible de subir dans la matière⁵ :

- l'opérateur de propagation des neutrons $\Omega \cdot \nabla$ qui comptabilisent les disparitions de neutrons par fuite hors du domaine spatial de définition;
- la section efficace macroscopique de réaction totale Σ_t , comptabilisant les disparitions de neutrons par absorption (capture ou fission) et par transfert d'énergie (diffusion) hors de la bande

5. Une description très didactique de chacun d'eux est présentée dans [Bar93, chap. III, part. 1, §2].

caractéristique du domaine (on considérera dans toute la suite l'hypothèse d'indépendance angulaire des sections macroscopiques);

- l'opérateur de diffusion H qui comptabilise la production de neutrons arrivant dans le domaine (bonne direction de propagation et bonne énergie) suite à une interaction avec un noyau constitutif de la matière;
- l'opérateur de production de neutrons prompts par fission P , qui ne dépend pas d'une variable angulaire puisque l'on suppose la fission isotrope dans l'espace.

Lorsque le système ne subit aucune perturbation temporelle, il convient de résoudre l'équation de Boltzmann stationnaire qui découle simplement de l'équation (2.3) en annulant les dérivées temporelles :

$$[\mathbf{\Omega} \cdot \nabla + \Sigma_t(\mathbf{r}, E) - H(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega})]\Psi(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega}) = P(\mathbf{r}, E)\Psi(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega}). \quad (2.4)$$

Ce bilan traduit un équilibre entre la production de neutrons par fission et la disparition de neutrons par fuite et par diffusion, et ce en l'absence de source de production externe⁶ : lorsqu'il est respecté, le réacteur est dit critique. Cependant, l'équation (2.4) n'est plus valable dès que l'élimination (*resp.* la création) de neutrons prend le pas sur leur création (*resp.* élimination), ce qui induit une diminution (*resp.* augmentation) progressive de la population neutronique : on dit aussi que le réacteur est en situation de sous-criticité (*resp.* sur-criticité). On comprend alors qu'à moins d'avoir un système décrit par un jeu de sections efficaces tel qu'il permet au réacteur d'assurer sa criticité, l'équation (2.4) n'a pour solution que la solution triviale de flux nul en tout point de l'espace, ce qui ne permet pas de rendre compte du fonctionnement réel d'un réacteur nucléaire. Pour obtenir une solution stationnaire satisfaisant les conditions de criticité quel que soit l'état du réacteur, cette difficulté mathématique est contournée en reformulant le bilan neutronique comme un problème à valeurs propres. On introduit ainsi une constante k_{eff} qui ajuste l'équilibre productions/disparitions du système :

$$[\mathbf{\Omega} \cdot \nabla + \Sigma_t(\mathbf{r}, E) - H(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega})]\Psi(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega}) = \frac{1}{k_{\text{eff}}}P(\mathbf{r}, E)\Psi(\mathbf{r}, E, \mathbf{\Omega}). \quad (2.5)$$

Informatiquement, cette équation se résout par la méthode d'itération de la puissance [DH76, chap. V, part. 4, §B]. On trouve alors comme solution stationnaire le couple (k_{eff}, Ψ_f) composé du facteur de multiplication effectif et du flux fondamental, k_{eff} étant la valeur propre dominante du problème (2.5). Ce facteur caractérise l'état du système et la manière dont évolue la population de neutrons au sein du réacteur :

- si $k_{\text{eff}} < 1$ le réacteur est sous-critique et il y a une diminution progressive du nombre de neutrons au cours du temps;
- si $k_{\text{eff}} > 1$ le réacteur est sur-critique et il y a une augmentation progressive du nombre de neutrons au cours du temps;
- si $k_{\text{eff}} = 1$ le réacteur est critique et les pertes compensent exactement la génération de neutrons dans le réacteur.

L'enjeu du pilotage d'un réacteur nucléaire réside en la capacité d'un opérateur à maîtriser à tout moment la réaction en chaîne de fissions en étant capable de corriger des écarts à la criticité, ce que la notion de réactivité permet de quantifier.

Définition 1.1: réactivité du réacteur

Dans un système multiplicateur de neutrons régi par l'équation du transport de Boltzmann critique, la réactivité ρ , exprimée en pcm (10^{-5}), est définie comme un écart à la criticité :

$$\rho = \frac{k_{\text{eff}} - 1}{k_{\text{eff}}}. \quad (2.6)$$

6. Ce qui est le cas dans les réacteurs de puissance sauf au moment du démarrage de la réaction en chaîne qui nécessite l'introduction de californium, d'une source américium-béryllium ou bien de polonium.

Les données d'entrée d'un problème critique sont relatives à la géométrie et aux propriétés physiques des matériaux composant le cœur du réacteur. Une telle description permet de construire un maillage général du système où chaque cellule se décrit par son volume et un jeu de sections efficaces d'absorption et de diffusion. Résoudre l'équation critique de Boltzmann (2.5) revient à rechercher le jeu de données d'entrée du système permettant de le rendre critique, et ce en ajustant la valeur d'un paramètre critique [Reu03, BR78]. Dans l'algorithme de pilotage développé au cours de cette thèse, deux paramètres ont été utilisés pour la résolution de l'équation de Boltzmann critique avec le code APOLLO3® [Sch+16].

La côte d'insertion des barres de contrôle : les barres de contrôle sont des tubes métalliques insérés depuis le haut du cœur dont l'alliage est propice à la capture des neutrons. Comme nous le verrons plus loin dans ce manuscrit, l'insertion de telles barres dans le cœur est donc un moyen efficace de diminuer le flux neutronique et donc *in fine* réduire la puissance du réacteur.

La concentration en bore soluble : comme les barres de contrôle, le bore 10 est un élément ayant une section efficace de capture neutronique significative dans le domaine thermique. Il est dilué dans l'eau du circuit primaire pour que sa présence soit homogène dans le cœur et sa concentration peut être ajustée à volonté grâce au système de contrôle chimique et volumétrique (système RCV, annexe B). Apporter de l'eau claire dans le cœur permet d'augmenter sa réactivité, puisque les neutrons seront moins capturés par des noyaux de bore. Au contraire, augmenter le taux de bore dans le réacteur permet de diminuer sa réactivité, autrement dit d'enrayer la réaction en chaîne de fissions. En tant que paramètre critique, pour une puissance donnée, nous serons amenés à rechercher la concentration en bore du circuit primaire qui assure la criticité du cœur.

2.1.3.1 Approximation de la diffusion

Réécrivons l'équation du transport (2.5) en y injectant l'expression du courant neutronique angulaire $J(\mathbf{r}, E, \Omega) = \Psi(\mathbf{r}, E, \Omega)\Omega$:

$$\nabla J(\mathbf{r}, E, \Omega) + [\Sigma_t(\mathbf{r}, E) - H(\mathbf{r}, E, \Omega)]\Psi(\mathbf{r}, E, \Omega) = \frac{1}{k_{\text{eff}}}P(\mathbf{r}, E)\Psi(\mathbf{r}, E, \Omega). \quad (2.7)$$

Par condensation en énergie de cette équation, chaque opérateur devient indépendant de la variable E . De plus, supposons que le flux neutronique est isotrope; dans ce cas, on intègre le flux sur l'angle solide de révolution autour de chaque point de l'espace qui aboutit à $\Psi(\mathbf{r}, \Omega) = \frac{\Psi(\mathbf{r})}{4\pi}$ et donc à l'équation :

$$\nabla J(\mathbf{r}) + [\Sigma_t(\mathbf{r}) - H(\mathbf{r})]\Psi(\mathbf{r}) = \frac{1}{k_{\text{eff}}}P(\mathbf{r})\Psi(\mathbf{r}). \quad (2.8)$$

L'équation de la diffusion découle directement de cette dernière expression sous réserve que les hypothèses suivantes soient respectées.

1. Conditions d'isotropie sur le flux neutronique ainsi que sur les sections efficaces.
2. La validité de la loi de Fick dont le coefficient de diffusion D quantifie le comportement diffusif des neutrons lorsqu'il existe un gradient de flux dans l'espace : $J(\mathbf{r}) = -D\nabla\Psi(\mathbf{r})$.
3. La section efficace d'absorption du milieu est suffisamment inférieure à sa section efficace de diffusion (au moins un ordre de grandeur), ce qui revient à considérer que les neutrons subissent plusieurs collisions au cours de leur ralentissement avant d'être absorbés (par capture ou fission).
4. De même, le libre parcours moyen des neutrons est suffisamment inférieur aux dimensions du système, c'est-à-dire que la dimension caractéristique sur laquelle le flux varie beaucoup (une sphère de rayon égal au libre parcours moyen) est largement inférieure à la taille du système.

On obtient finalement l'équation de la diffusion mono-cinétique

$$-D\Delta\Psi(\mathbf{r}) + [\Sigma_t(\mathbf{r}) - H(\mathbf{r})]\Psi(\mathbf{r}) = \frac{1}{k_{\text{eff}}}P(\mathbf{r})\Psi(\mathbf{r}). \quad (2.9)$$

Un raisonnement analogue détaillé dans [DH76, chap. VII, part. 2] ou [Héb09, chap. V] permet de décliner l'équation mono-cinétique en équation multi-groupes. Dans notre travail, nous nous intéressons particulièrement au cas classique de la diffusion à deux groupes d'énergie : le groupe des neutrons rapides et celui des thermiques. En acceptant l'approximation que les neutrons rapides ne contribuent pas aux réactions de fissions et que nous négligeons les phénomènes d'up-scattering (un neutron thermique ne peut pas gagner suffisamment d'énergie suite à une interaction pour revenir dans le groupe rapide), on obtient le système d'équations couplées

$$\begin{cases} -D_{\text{rap}}\Delta\Psi_{\text{rap}}(\mathbf{r}) + \left(\Sigma_{a_{\text{rap}}}(\mathbf{r}) + \Sigma_{s_{\text{th}\leftarrow\text{rap}}}(\mathbf{r})\right)\Psi_{\text{rap}}(\mathbf{r}) & = \nu\Sigma_{f_{\text{th}}}(\mathbf{r})\Psi_{\text{th}}(\mathbf{r}) \\ -D_{\text{th}}\Delta\Psi_{\text{th}}(\mathbf{r}) + \Sigma_{a_{\text{th}}}(\mathbf{r})\Psi_{\text{th}}(\mathbf{r}) & = \Sigma_{s_{\text{th}\leftarrow\text{rap}}}(\mathbf{r})\Psi_{\text{rap}}(\mathbf{r}) \end{cases} \quad (2.10)$$

où D_{rap} et D_{th} sont respectivement les coefficients de diffusion des neutrons rapides et thermiques dans le milieu, $\Sigma_{a_{\text{rap}}}$ et $\Sigma_{a_{\text{th}}}$ sont les sections efficaces macroscopiques d'absorption des neutrons rapides et thermiques, ν le nombre moyen de neutrons générés par une fission (entre 2 et 3 pour un noyau ${}^{235}_{92}\text{U}$ par exemple), $\Sigma_{f_{\text{th}}}$ la section efficace de fission du milieu⁷ et $\Sigma_{s_{\text{th}\leftarrow\text{rap}}}$ la section efficace quantifiant la probabilité qu'un neutron rapide passe dans le groupe thermique par diffusion. Nous aurons l'occasion de nous référer à ce système en partie 3.1.2.2 pour l'estimation des coefficients de diffusion du réflecteur équivalent du cœur de notre modèle numérique de réacteur nucléaire.

2.1.4 Équation de la cinétique ponctuelle

La puissance d'un réacteur est liée au taux de fission ayant lieu dans les pastilles de combustible. Les taux de réaction au sein d'un système sont, par définition, le produit des sections efficaces macroscopiques Σ_r des réactions en question avec le flux neutronique :

$$R = \Sigma_r \cdot \Psi \text{ exprimés en nombre de réactions/cm}^3/\text{s}. \quad (2.11)$$

Une augmentation du flux neutronique (ou dit autrement, de la densité de neutrons dans le système) entraîne donc une élévation de la puissance thermique du réacteur. Une variation de la puissance du réacteur témoigne donc d'un écart à la criticité, c'est-à-dire d'une rupture de l'équilibre entre la production de neutrons d'une génération à la suivante. Si la puissance thermique de réacteur diminue, cela signifie que la réactivité du système est devenue négative; si au contraire la puissance augmente, alors cela témoigne d'une réactivité positive. Les équations de la cinétique permettent de lier les variations temporelles de réactivité aux variations du flux neutronique et donc, par conséquent, à la puissance générée par le réacteur.

Le libre parcours moyen d'un neutron⁸ dans la matière étant élevé comparé à sa taille et sa durée de vie dans le réacteur étant courte, les effets d'une petite perturbation locale des sections efficaces du milieu (par exemple l'augmentation de la concentration en bore soluble dans l'eau du primaire) se propage rapidement dans le système et induit une transformation de la forme du flux en un temps également très court. Si cette perturbation - si petite soit elle - entraîne une variation de réactivité, alors la densité de neutrons s'ajuste en conséquence [Roz92, chap. III, part. 3]. Dans ces conditions, on suppose que le système est suffisamment proche de la criticité pour simplifier l'expression du flux en une factorisation d'un terme d'amplitude indépendant du temps avec un terme de densité non stationnaire, réduisant alors l'étude de cinétique à l'étude de la fonction densité $n(t)$:

$$\Psi(\mathbf{r}, E, \Omega, t) = \psi(\mathbf{r}, E, \Omega) \cdot n(t). \quad (2.12)$$

Tout se passe comme si le réacteur était considéré comme un système ponctuel, d'où le nom du formalisme décrit ici. En posant ℓ le temps de vie d'un neutron dans le réacteur et $L = \ell k_{\text{eff}}$ le temps de vie d'une génération de neutrons émis par la même réaction de fission, la variation du nombre de neutrons par unité de volume pendant un laps de temps dt est :

$$dn = \text{neutrons « nés » pendant } dt - \text{neutrons « morts » pendant } dt = k_{\text{eff}} \cdot n \frac{dt}{L} - n \frac{dt}{L} \quad (2.13)$$

7. On néglige les fissions rapides devant les fissions thermiques pour le combustible un combustible UOX enrichi à 4.5% en ${}^{235}_{92}\text{U}$.

8. Distance moyenne entre deux interactions avec un noyau de l'environnement dans lequel il chemine.

soit en injectant l'expression de la réactivité au lieu du facteur de multiplication effectif [Reu03] :

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\rho}{\ell} n \Leftrightarrow n(t) = n(0)e^{\frac{\rho t}{\ell}}. \quad (2.14)$$

Le lien entre variation du flux neutronique et variation de réactivité est donc établi.

2.2 Les contre-réactions dans le cœur du réacteur nucléaire

Nous avons vu dans le paragraphe précédent comment le flux neutronique s'adapte dès que la réactivité du réacteur varie à la suite d'une perturbation locale des sections efficaces (par exemple par insertion de barres ou modification de la concentration en bore dans le circuit primaire). Les taux de réaction étant corrélés aux flux neutroniques, les variations du flux ont un effet direct sur la température du combustible et sur la température moyenne de l'eau du circuit primaire. Ces variations de température ne sont pas sans conséquences sur le cheminement des neutrons dans la matière : on observe en effet qu'elles induisent des variations de réactivité de signe opposé à celles qui les ont provoquées. On associe à ces phénomènes respectifs les termes de contre-réactions neutronique et thermohydraulique ; elles se mesurent au moyen de facteurs exprimés en pcm/°C :

$$\alpha_D = \left. \frac{\partial \rho}{\partial T_{\text{comb}}} \right|_{T_m, C_b} \quad \text{et} \quad \alpha_{\text{CTM}} = \left. \frac{\partial \rho}{\partial T_m} \right|_{T_{\text{comb}}, C_b}. \quad (2.15)$$

où T_{comb} , T_m et C_b sont respectivement la température effective du combustible (modèle de Rowlands [KJ96]), la température moyenne du modérateur sur la hauteur active du cœur, et la concentration en bore du circuit primaire. On appelle α_D le coefficient Doppler et α_{CTM} le coefficient modérateur.

2.2.1 Effet Doppler

Par définition de la notion même de température, un réchauffement du combustible provoqué par une hausse de réactivité se traduit par une agitation thermique accrue des noyaux du milieu. La diminution de la vitesse relative entre un noyau agité et un neutron augmente la probabilité que ce neutron interagisse avec le noyau. Cet accroissement de la probabilité d'interaction est directement visible sur le tracé des sections efficaces d'absorption et de diffusion du milieu : les pics de résonance s'élargissent, rendant donc plus probable qu'un neutron soit capturé dans le domaine épithermique au cours de son processus de modération [Nab98]. Le coefficient Doppler α_D est négatif et vaut typiquement entre -2 et -3 pcm/°C en moyenne pour un REP actuel de 1300 MW du parc français [KJ15, SC15]. Le signe du coefficient indique que l'effet Doppler est stabilisant, toute excursion de réactivité accidentelle (accident d'éjection de grappe, par exemple) est donc naturellement compensée presque instantanément sans que l'opérateur en salle de commande n'ait besoin de réaliser d'action particulière. Le lecteur pourra se reporter à la référence [Tar13, chap. II] pour comprendre l'effet Doppler appliqué à des réacteurs en production de manière plus exhaustive.

2.2.2 Contre-réaction du modérateur

Lorsque la puissance du réacteur augmente, la température moyenne de l'eau du circuit primaire augmente également puisqu'il y a davantage de réactions de fissions dans le cœur, donc plus d'énergie transférée du combustible vers l'eau sous forme de chaleur. Nous pouvons alors décrire qualitativement deux effets sur la réactivité du système :

- un effet de densité : les conditions de température et de pression prévues dans le cadre du fonctionnement normal du réacteur sont telles qu'une augmentation de la température de l'eau entraîne sa dilatation, ce qui induit des effets antagonistes [Gra14, Ker08]. D'une part les neutrons voient leur chance de rencontrer un noyau d'hydrogène diminuer, ce qui dégrade leur modération par diffusion et contribue donc à baisser la réactivité ; d'autre part les captures parasites par les noyaux d'hydrogène sont moins probables pour les mêmes raisons, contribuant ainsi à la hausse de la réactivité ; de même, toujours pour des raisons de densité, la probabilité de rencontrer un noyau de bore diminue, ce qui participe là encore à l'augmentation de réactivité (on rappelle que le bore est un élément absorbeur de neutrons).

- Un effet de spectre : il découle de la dégradation de la modération des neutrons suite à l'effet de densité. On observe alors moins de fissions dans le domaine thermique, ce qui provoque un durcissement du spectre des neutrons au sein du réacteur; les neutrons sont donc en moyenne à des plus hautes énergies.

En pratique, l'effet de spectre est négligé par rapport aux effets de densité. On comprend alors la problématique que pose une variation de température sur la réactivité du système. En effet, en cas d'emballement de la réaction en chaîne provoquant une hausse de la température, il est absolument nécessaire que la réactivité s'auto-régule naturellement à la baisse; sinon, toute hausse imprévue de réactivité s'auto-alimenterait et nécessiterait une action humaine corrective pour pallier l'accident de criticité. Comme pour l'effet Doppler, il faut donc s'assurer que le coefficient modérateur α_{CTM} soit négatif. Pour cela, les ingénieurs physiciens ont fixé des choix de design et analysé la quantité de bore maximale autorisée dans l'eau du circuit primaire à masse constante. Leur description est l'objet des parties suivantes.

2.2.2.1 Rapport de modération

Le rapport de modération MR est un paramètre de conception du réacteur : c'est le rapport de la densité atomique des noyaux d'hydrogène et de celle des noyaux d'uranium 235 et 238 dans le cœur du réacteur :

$$MR = \frac{N_H}{N_U}.$$

Lorsque le modérateur chauffe, MR diminue (car l'eau se dilate). Par conséquent, les neutrons sont moins bien modérés puisqu'ils interagissent moins avec des noyaux d'hydrogène. Cette dégradation du ralentissement est inévitablement compensée par une augmentation de la probabilité qu'un neutron soit absorbé par capture neutronique par d'autres noyaux; on dit que le facteur antitrappe p diminue. Par ailleurs, l'hydrogène ne sert pas qu'à la modération des neutrons par diffusion, puisque c'est également un élément impliqué dans l'absorption de ces derniers pour former du deutérium ${}^2_1\text{H}$; si un neutron a moins de chances de rencontrer ${}^1_1\text{H}$, alors il augmente ses chances d'être absorbé au sein d'une pastille combustible. Dans ce cas, on dit que le facteur d'utilisation thermique f est amélioré.

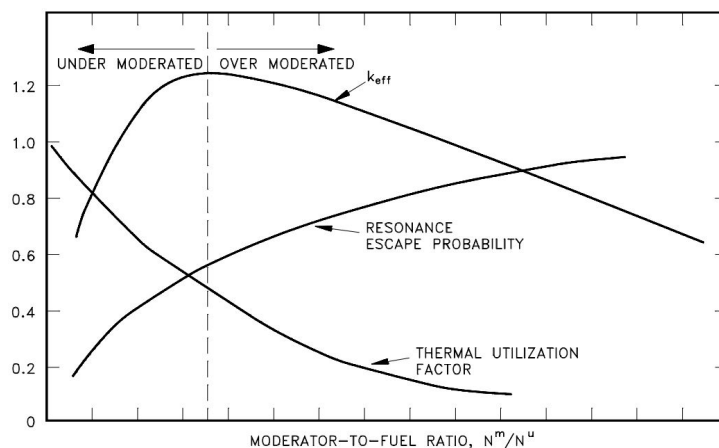


Figure 2.5 – Valeur du facteur antitrappe p (resonance escape probability) et du facteur d'utilisation thermique f (thermal utilization factor) en fonction du rapport de modération. Figure issue de [OBr93].

Il est possible de représenter l'évolution de ces deux facteurs en fonction de MR , ainsi que l'évolution du k_{eff} proportionnel au produit de p et f ⁹ :

$$k_{\text{eff}} \propto pf.$$

Lorsque l'eau se réchauffe à cause d'une augmentation de la réactivité, il faut avoir choisi le rapport

9. Cette relation de proportionnalité est issue de la formule des quatre facteurs [And+13].

de modération de sorte à ce que le k_{eff} diminue naturellement (zone de sous-modération sur la figure 2.5).

2.2.2.2 Concentration limite en bore dans le circuit primaire

Le coefficient de contre-réaction du modérateur est une combinaison de la contre-réaction de l'hydrogène de l'eau et du bore en dilution. Lorsque la concentration en bore soluble augmente, la contribution des noyaux d'hydrogène à la capture neutronique diminue [Gra14]. Si le bore est trop présent dans le cœur alors le coefficient α_{CTM} peut même devenir positif en cas d'échauffement de l'eau du primaire, ce qui est prohibé. Il existe donc une valeur limite de concentration en bore pour s'assurer d'avoir une contre-réaction stabilisante (la concentration en bore est également limitée pour des raisons de cristallisation du bore dans le circuit primaire au-delà d'une certaine concentration).

2.3 Pilotage d'un réacteur nucléaire

Un réacteur nucléaire répond à des exigences de contrôle afin de garantir un fonctionnement sûr et efficace en permanence. Contrairement aux autres systèmes industriels extracteurs d'énergie, le pilotage d'un réacteur nucléaire passe par la maîtrise de la réaction en chaîne au niveau atomique plutôt que par l'ajustement de la quantité de combustible dans la chaudière : s'il est par exemple possible d'atténuer les réactions de combustion dans une centrale à gaz en modérant directement l'arrivée en gaz dans la chaudière, il n'est pas envisageable de modifier *en ligne* le chargement de pastilles combustibles d'un réacteur nucléaire. Le pilotage d'un réacteur nucléaire consiste donc à contrôler la puissance du réacteur grâce à la maîtrise du flux neutronique et donc de la réaction en chaîne de fissions dans le cœur.

2.3.1 Le suivi de la stabilité en puissance du réacteur

Les transitoires de suivi de charge constituent des procédures quotidiennes pour de nombreux réacteurs français (pleine puissance en journée, puissance réduite la nuit). En pratique, lors d'un transitoire de puissance, un opérateur s'assure du respect de ces règles grâce au suivi de l'état du cœur dans un diagramme de pilotage (figure 2.6). Ce dernier renseigne sur l'évolution du déséquilibre axial de puissance ΔI du cœur, défini comme l'écart entre la puissance produite par la moitié haute et celle produite par la moitié basse du réacteur, normalisé par la puissance thermique courante du réacteur.

Définition 3.1: axial offset et déséquilibre axial de puissance

L'axial offset de puissance noté AO est tel que

$$AO(\%) = \frac{P_{\text{sup}} - P_{\text{inf}}}{P_{\text{sup}} + P_{\text{inf}}} \cdot 100 \quad (2.16)$$

où P_{sup} et P_{inf} sont respectivement les puissances produites par la moitié supérieure et inférieure du cœur à l'étude. Le déséquilibre axial de puissance noté ΔI est tel que :

$$\Delta I(\%) = AO \cdot \frac{P_{\text{th}}}{P_{\text{th,nom}}} \quad (2.17)$$

où P_{th} et $P_{\text{th,nom}}$ sont les puissances thermiques courante et nominale du cœur.

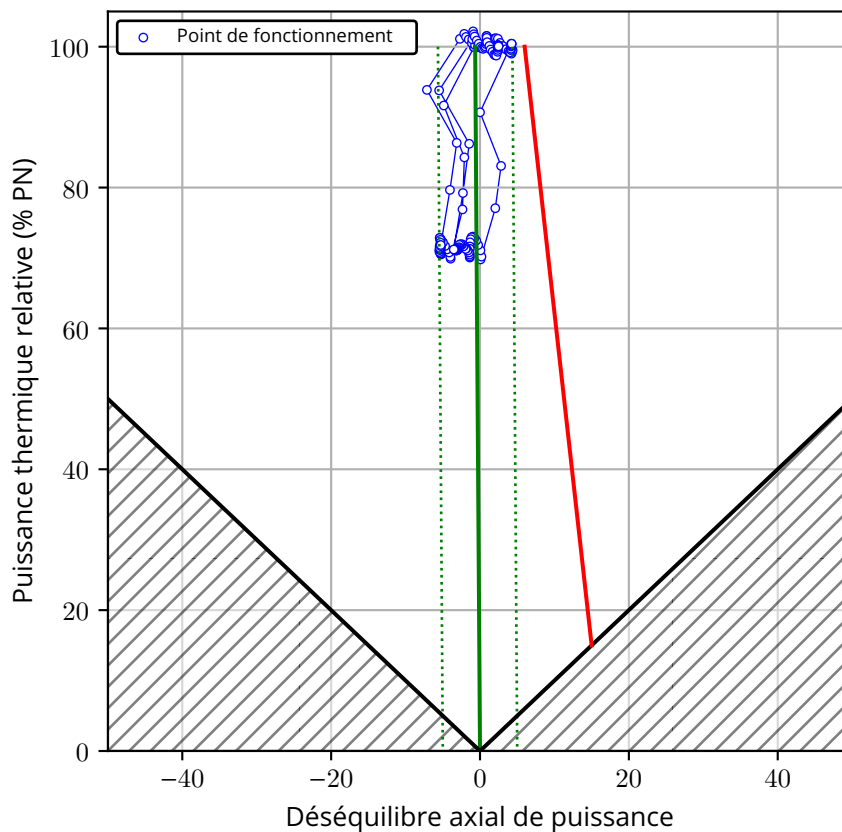


Figure 2.6 – Suivi du point de fonctionnement d'un réacteur de nucléaire. Le transitoire est un double créneau de puissance 100 % PN - 70 % PN (cf. figure 2.11). PN est l'acronyme de *puissance nominale*.

En pratique la connaissance de l'axial offset du cœur dérive de la mesure du flux neutronique au moyen de détecteurs de neutrons positionnés à différentes hauteurs tout le long de la cuve. L'opérateur sachant la valeur de puissance du cœur au cours d'un transitoire, il peut voir se déplacer le point de fonctionnement du réacteur dans un diagramme de pilotage qui donne la valeur de P_{th} en fonction de ΔI (figure 2.6). Sur cette figure, le point de fonctionnement est tracé en bleu. Un pilotage optimal est un pilotage à axial offset constant ou, de manière équivalente, à un déséquilibre axial de puissance proche de la droite de référence (droite verte pleine); cela indique que le réacteur n'a pas subi d'oscillations de puissance significatives. Un pilotage n'étant jamais idéal, on autorise dans le cadre du mode G un décalage du ΔI de 5% par rapport à la droite de référence (pointillés verts). L'enjeu est de conserver le point de fonctionnement du réacteur en-deçà de la limite du domaine interdit (droite rouge). En effet, la région à droite de la limite est caractérisée par un fonctionnement où le réacteur voit sa puissance majoritairement produite dans la partie haute du cœur, ce qui contrevient aux marges de sûreté observées pour l'étude de transitoires de puissance accidentels de classe 2 (éjection de grappe, par exemple). La droite limite de fonctionnement passe par les points (6%, 100%PN) et (15%, 15%PN).

2.3.2 Effets de température

L'eau du circuit primaire est injectée depuis le bas de la cuve à la température T_e , remonte le cœur en se réchauffant au contact des assemblages combustibles au fur et à mesure de sa traversée, puis sort du cœur à la température T_s par le haut de la cuve. L'eau est alors injectée dans les générateurs de vapeur afin de transmettre l'énergie thermique accumulée à l'eau du circuit secondaire (annexe B). En plus de son rôle de modérateur de neutrons du fait de la présence de noyaux d'hydrogène, l'eau sert donc également de fluide caloporteur pour le transfert de chaleur du circuit primaire au circuit secondaire. Comme le souligne [Gra14], le profil en densité (ou de manière

équivalente en température) de l'eau se translate et pivote selon l'axe vertical du réacteur dès que l'opérateur effectue une variation de charge (figure 2.7 obtenue avec APOLLO3® sur un calcul de baisse de charge d'un cœur de 1300 MW). Comment expliquer ce comportement? Pour répondre, il faut considérer deux effets thermohydrauliques :

- la translation du profil est synonyme d'une variation de la température moyenne de l'eau, c'est-à-dire du terme $T_m = \frac{T_s + T_e}{2}$. C'est cohérent : le réacteur génère moins d'énergie donc l'eau du primaire, dont le débit de circulation est constant, se réchauffe moins au cours de sa traversée.
- La rotation du profil s'explique directement par la contre-réaction du modérateur décrite dans le paragraphe précédent. En effet, d'après la tendance du coefficient α_{CTM} en fonction de la température, il apparaît que les effets de cette contre-réaction sont plus prononcés lorsque l'eau est plus chaude. Comme le montre la figure 2.7, il en résulte que la variation de réactivité liée aux manipulations de l'opérateur pour effectuer une baisse de puissance induit une diminution de température plus importante en haut du cœur qu'en bas. On parle ici d'un effet de redistribution de puissance.

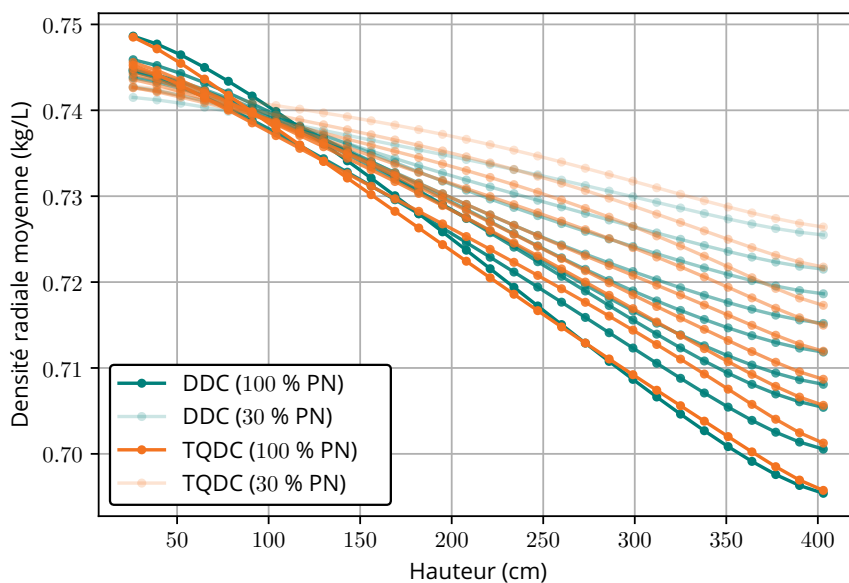


Figure 2.7 – Densité de l'eau (kg/L) en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en début de cycle combustible (DDC, vert) et aux trois quarts du cycle (TQDC, orange). Le gradient d'opacité représente l'évolution temporelle de la densité lors d'une rampe de puissance descendante depuis 100 % PN (courbes les plus nettes) jusqu'à 30 % PN (courbes les plus claires). Ces courbes sont toutes décroissantes car l'eau circule verticalement de bas en haut, et se dilate donc au cours de sa traversée du cœur.

Les tracés du profil de la densité du modérateur sur toute la hauteur du cœur pour deux valeurs de burnup sur la figure 2.7 montre que l'effet de redistribution de puissance est indépendant de l'usure du combustible. Pour autant, l'effet modérateur est très sensible au burnup : on observe ainsi une plus grande sensibilité de la réactivité du cœur avec une variation de température à mesure que le cœur s'use. Si les courbes de densité bleues et oranges semblent ici presque superposables, l'ajustement des leviers de pilotage pour un bon contrôle de la réactivité (bore et barres) est très différent pour ces deux situations.

En régime nominal (*ie.* lorsque le réacteur fonctionne à 100 % PN), l'axial offset est légèrement négatif : l'eau froide issue du générateur de vapeur est injectée par le bas du cœur, se réchauffe au contact des assemblages combustibles au fur et à mesure de sa traversée du cœur, puis sort du cœur par le haut pour être réinjectée dans le générateur de vapeur. Dans ces conditions, le

principe de la contre-réaction modérateur tend à redistribuer le flux de neutrons en bas du cœur plutôt qu'en haut. La figure 2.8 montre le profil axial des flux rapides et thermiques dans un REP de 1300 MW en début de cycle ; cependant, comme nous venons de l'évoquer, pourquoi n'observe-t-on pas une distribution de flux plus importante dans la partie basse du cœur pour ce régime de fonctionnement ? Lorsqu'un réacteur est en début de cycle comme c'est le cas ici, seul un tiers des assemblages est neuf (on dit que la gestion de cycle prévoit un rechargement par tiers) ; les deux tiers restants sont déplacés à d'autres positions indiquées par une carte de rechargement à disposition des opérateurs en centrale. Au fur et à mesure d'une campagne on observe un déficit d'irradiation significatif entre la moitié haute et la moitié basse du cœur, ceci étant lié au profil de la densité du modérateur ainsi que par la présence de barres absorbantes toujours insérées dans la moitié haute. Au final, l'effet de ce déficit d'irradiation sur la réactivité compense l'effet en température pour former une distribution de flux presque symétrique entre les deux moitiés de cœur.

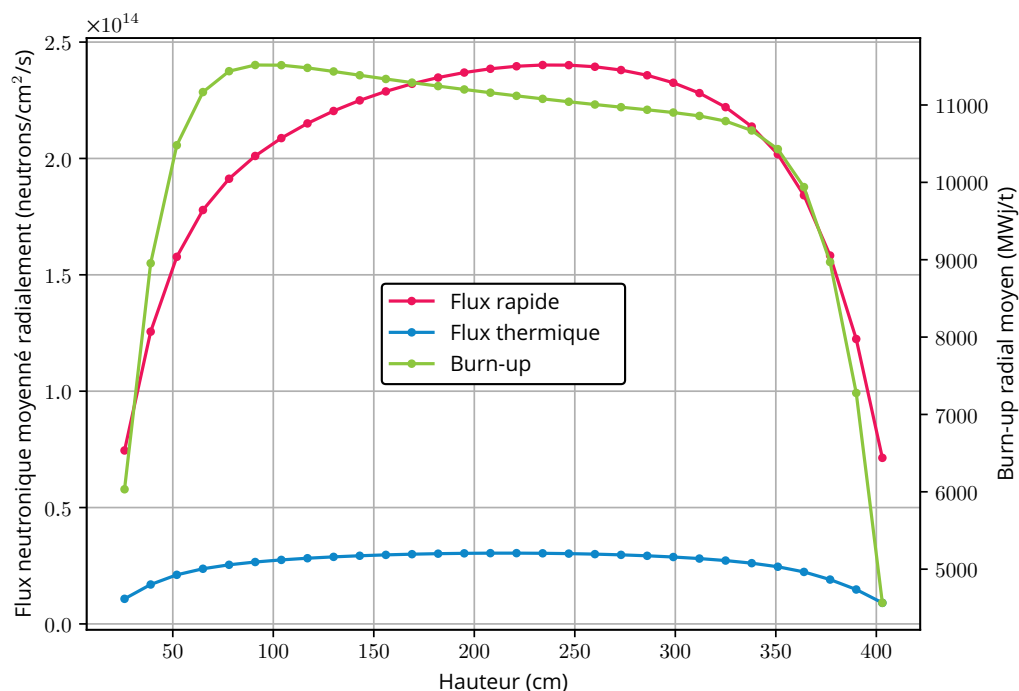


Figure 2.8 – Distributions axiales du burn-up et des flux neutroniques rapide et thermique en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en début de cycle (calculs APOLLO3®).

2.3.3 Effet xénon et oscillations de puissance

Le cœur des réacteurs nucléaires actuellement exploités en France ont une hauteur active proche de 4 mètres de haut. Le choix d'une telle hauteur n'est pas sans conséquences : les variations de puissance entraînent des effets physiques locaux qui se manifestent différemment entre la moitié supérieure et la moitié inférieure du cœur. On observe notamment l'apparition d'oscillations axiales de puissance qui contreviennent à la stabilité du cœur lorsque le réacteur est piloté en mode « suivi de charge ». Ces oscillations de puissance trouvent leur origine dans la dynamique d'évolution du xénon lors d'un transitoire de charge. Dans ce paragraphe, nous présentons les causes et les conséquences de l'effet xénon qu'un opérateur est tenu d'anticiper afin de garder toute maîtrise sur la réactivité du cœur.

2.3.3.1 Effet xénon global

Le xénon 135, noté $^{135}_{54}\text{Xe}$, n'est pas un noyau ordinaire au sein du réacteur. Il possède en effet la section efficace de capture neutronique de loin la plus élevée de tous les éléments présents dans

le cœur (environ $2.65 \cdot 10^6$ barns dans le domaine thermique contre $3.84 \cdot 10^3$ barns pour le bore 10), ce qui lui vaut le surnom de trou noir à neutrons. Cette particularité n'est pas problématique en soit, puisque le xénon est toujours présent dans le cœur quoi qu'il arrive ; les difficultés induites par l'effet xénon se révèlent surtout lors d'une variation de puissance du réacteur. Pour mieux le comprendre, nous présentons les mécanismes de formation et de disparition du $^{135}_{54}\text{Xe}$ dans le cœur en figure 2.9. Le $^{135}_{54}\text{Xe}$ naît principalement de deux réactions nucléaires : soit en tant que fragment de fission d'un noyau fissile (rendement de fission de $^{135}_{54}\text{Xe}$ égal à 0.236 %), soit à la suite d'une désintégration β^- d'un noyau d'iode $^{135}_{53}\text{I}$ (constante de désintégration d'un peu plus de 6 heures). La disparition du xénon 135 est majoritairement le fruit d'une capture neutronique, la constante de décroissance en $^{135}_{55}\text{Cs}$ étant trop élevée pour concurrencer cette dernière.

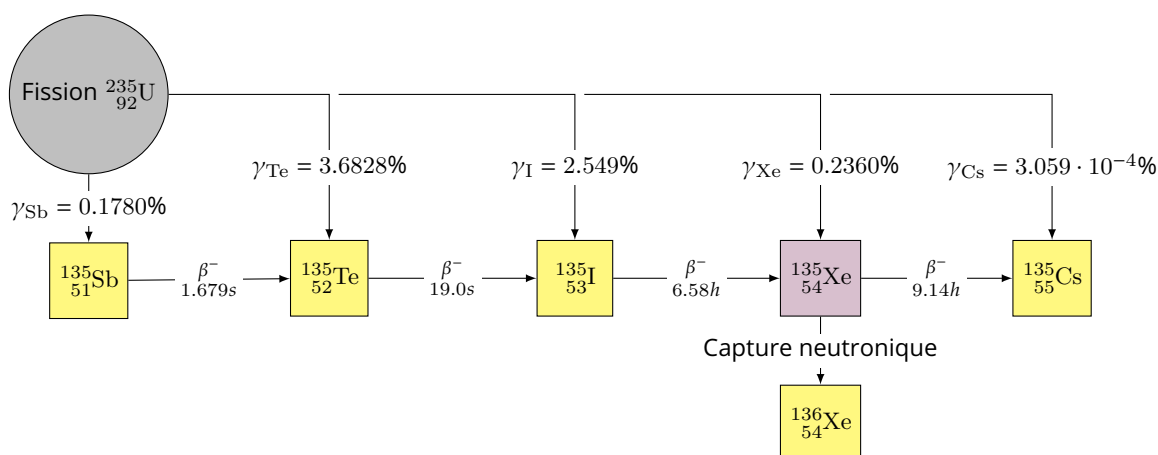


Figure 2.9 – Chaîne de production du xénon 135. Les données nucléaires sont issues de la base de données nucléaires ENDF/B-VII.0 [Cha+06].

Il est utile de préciser que parmi tous les noyaux de la chaîne, seul le $^{135}_{54}\text{Xe}$ possède une section de capture neutronique significative et impactante pour le bilan de la réaction en chaîne [SW73]. En supposant que les constantes de désintégration de l'antimoine $^{135}_{51}\text{Sb}$ et du tellure $^{135}_{52}\text{Te}$ sont suffisamment faibles pour considérer que l'iode est formé depuis la fission de l'uranium avec un rendement cumulé de $0.178+3.6828+2.549 = 6.4098$ %, nous pouvons écrire les équations d'évolution de l'iode et du xénon :

$$\frac{dn_I(t)}{dt} = \gamma_I \Sigma_f \psi(t) - \lambda_I n_I(t) \quad (2.18)$$

$$\frac{dn_{Xe}(t)}{dt} = \gamma_{Xe} \Sigma_f \psi(t) + \lambda_I n_I(t) - (\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe} \psi(t)) n_{Xe}(t) \quad (2.19)$$

où Σ_f est la section efficace macroscopique de fission de l'uranium 235, $\psi(t)$ est le flux neutronique et σ_{Xe} est la section efficace microscopique de capture du xénon. En régime stationnaire, on trouve que l'iode et le xénon se stabilisent :

$$n_{I,\infty} = \frac{\gamma_I \Sigma_f \psi_\infty}{\lambda_I} \quad (2.20)$$

$$n_{Xe,\infty} = \frac{(\gamma_{Xe} + \gamma_I) \Sigma_f \psi_\infty}{\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe} \psi_\infty} \quad (2.21)$$

Lorsque la puissance du réacteur change, il faut revenir au problème non stationnaire (2.19). La dynamique d'évolution de l'iode et du xénon se comprend alors facilement en procédant à une analogie hydraulique et en considérant deux réservoirs de liquide, l'un d'iode et l'autre de xénon (figure 2.10).

- La production d'iode et de xénon est fonction du flux neutronique : tout se passe comme si on remplissait le réservoir d'iode $\frac{6.4098}{0.236} \approx 27$ fois plus rapidement que le réservoir de xénon.
- La capture neutronique sur $^{135}_{54}\text{Xe}$ est fonction du flux : le réservoir de xénon est percé d'un trou

de taille variable et se vide dans le réservoir du $^{136}_{54}\text{Xe}$ de capacité infinie dans ce problème (sa section efficace de capture étant très faible comparée à celle du $^{135}_{54}\text{Xe}$, $^{136}_{54}\text{Xe}$ n'a pas d'intérêt particulier ici). De même, l'iode disparaît par décroissance β^- et se vide dans le réservoir de $^{135}_{54}\text{Xe}$.

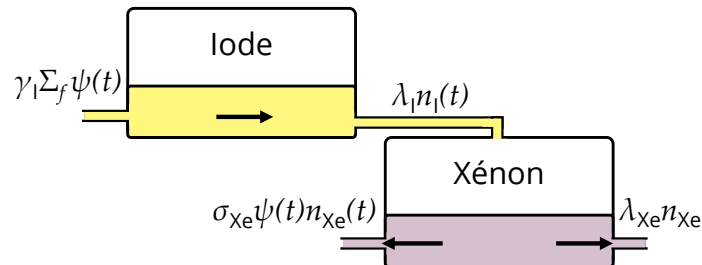


Figure 2.10 – Analogie hydraulique de la dynamique de l'iode et du xénon, en les schématisant par des réservoirs liquides. En théorie du pilotage des REP, on néglige la formation directe du xénon par fission par rapport à sa formation par décroissance de l'iode.

En cas de baisse de charge (*ie.* baisse de puissance du réacteur) le flux neutronique va diminuer, ce qui revient dans notre analogie d'une part à « remplir moins vite » les deux réservoirs, et d'autre part à « contracter » le trou par où se vide le réservoir de xénon (en effet, s'il y a moins de neutrons dans le cœur, il y a moins de capture neutronique par rapport au stade précédant la baisse de puissance). Cependant, même si moins d'iode est produit, le réservoir d'iode se vide à la même vitesse pour remplir le réservoir de xénon : on observe donc un remplissage du réservoir de xénon pendant une durée environ égale à la constante de décroissance de l'iode, puisque ce dernier se remplit plus qu'il ne se vide. Au bout d'environ 6 heures le réservoir de xénon finit par se vider car l'alimentation en provenance du réservoir d'iode ($+\lambda_1 n_1(t)$) devient inférieure à la vidange du réservoir de xénon ($-\lambda_{Xe} - \sigma_{Xe} \psi(t)$) on dit que l'on vient de passer le pic xénon. Nous illustrons ce phénomène en figure 2.11 où l'on trace les concentrations de xénon et d'iode lorsque le réacteur suit une succession de créneaux de puissance 100 % PN - 70 % PN. Les calculs sont menés avec APOLLO3[®] avec le simulateur de pilotage décrit au chapitre 3. Lors d'une hausse de charge le phénomène inverse se produit : la concentration xénon commence par diminuer, atteint une valeur minimale, puis remonte jusqu'à se stabiliser une fois que la production et la disparition de $^{135}_{54}\text{Xe}$ s'équilibrent.

La valeur maximale de la concentration xénon qui est atteinte lors d'une baisse de charge dépend de l'amplitude de cette baisse (figure 2.12). Plus l'amplitude est grande, moins le xénon disparaît par capture (autrement dit, plus le débit de vidange du réservoir xénon est petit). C'est un problème majeur dans le cadre du pilotage d'un réacteur nucléaire, car une hausse importante de la concentration du xénon dans le cœur induit une forte baisse de réactivité risquant d'empoisonner la réaction en chaîne de fission¹⁰. En pratique, comme nous le verrons dans la section suivante, un opérateur anticipe l'antiréactivité apportée par le pic xénon en injectant de l'eau claire dans le cœur, l'idée étant de diminuer la concentration en bore du circuit primaire.

2.3.3.2 Effet xénon local : oscillations de puissance

À ce stade, l'effet xénon n'est pas si problématique *a priori*, pourvu que l'opérateur enclenche un apport de réactivité par dilution du bore dans le cœur afin de compenser l'apparition du pic xénon. Nous pourrions arrêter l'étude de l'effet xénon ici, si le pilotage d'un réacteur était tel que la baisse de puissance du réacteur se réalisait de manière homogène axialement. En pratique, pour des questions de débits de transferts de fluide limités entre le circuit primaire et le système de contrôle volumétrique et chimique du réacteur (annexe B), le temps de mélange du bore soluble lors d'une opération de borication du circuit primaire est de quelques minutes, ce qui est insuffisant pour permettre à l'opérateur de réaliser un suivi de charge correct. Les barres absorbantes servent ainsi à un apport rapide d'antiréactivité. Cependant, elles induisent un effet localisé sur le déplacement

¹⁰. L'accident de Tchernobyl résulte en partie de l'empoisonnement du cœur à cause d'une mauvaise maîtrise de l'accumulation du xénon de la part des opérateurs [DUC03].

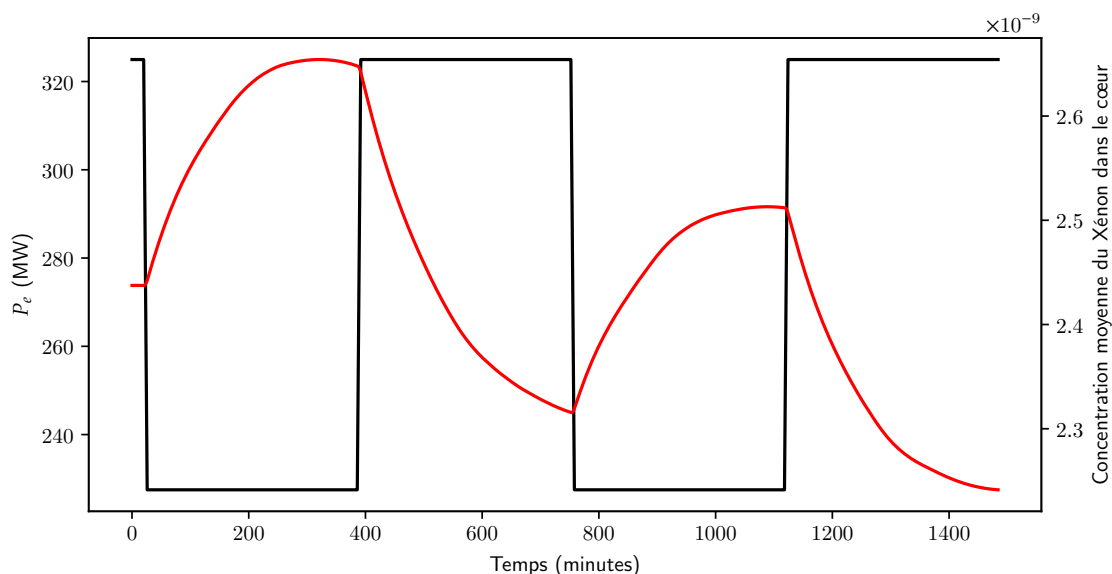


Figure 2.11 – Concentration moyenne du $^{135}_{54}\text{Xe}$ dans le cœur du réacteur (rouge) lors de deux transitoires de suivi de charge successifs (profil de puissance du réacteur en noir). Le modèle de cœur obtenu pour ces calculs est celui présenté au chapitre 3.

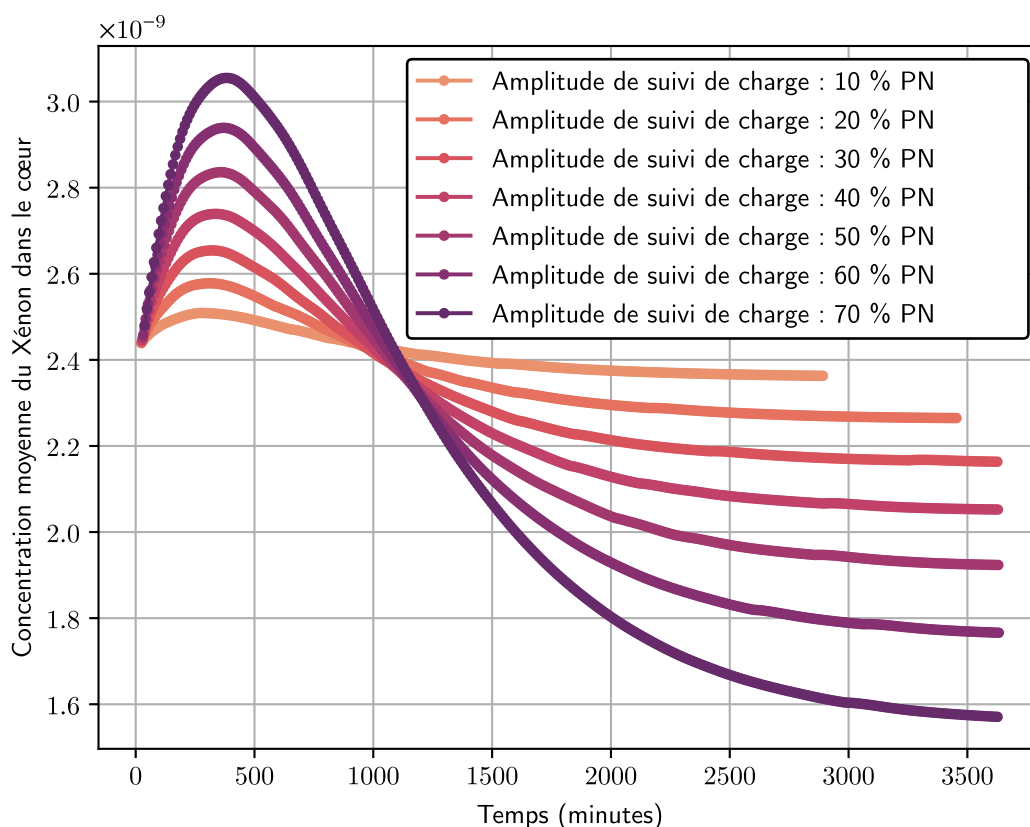


Figure 2.12 – Concentration du $^{135}_{54}\text{Xe}$ (en 10^{15} noyaux/cm³) en fonction du temps pour des transitoires de baisse de charge d'amplitude variable et pour une durée de palier bas de 60 heures. L'origine du temps est au moment de l'arrivée sur le palier bas de puissance. Même modèle de cœur qu'en figure 2.11.

axial du flux neutronique : en effet, ce sont les neutrons de la moitié haute du cœur qui sont d'abord absorbés, induisant une « poussée » de la puissance vers la moitié basse du cœur. Il suffit ensuite de raisonner chronologiquement en appliquant strictement le principe de l'effet xénon pour analyser les conséquences de cette redistribution transitoire de l'axial offset : des oscillations axiales sur la puissance produite par le cœur apparaissent, tout cela étant directement causé par les dynamiques décalées de l'iode et du xénon [Ker08, chap. XIX].

Les figures 2.13 et 2.14 présentent l'effet xénon spatial apparaissant lors d'une baisse de charge pendant 60 heures (comme sur la figure 2.12) sur un REP 1300 MW dont le cœur est usé aux trois quarts de son cycle. La simulation a été conduite avec le simulateur de pilotage sous APOLLO3® développé dans cette thèse. D'une part, on observe bien l'effet xénon global, puisque entre 0 et 360 minutes la concentration xénon augmente dans le cœur : c'est le pic xénon. À partir de 360 minutes la concentration xénon diminue par oscillations entre les deux moitiés du cœur ce qui produit fatalement des oscillations de puissance étant donné que le xénon apporte une grande antiréactivité dans le cœur. Au final, on observe bien que les oscillations du xénon sont en opposition de phase avec celles de la distribution de puissance.

Finalement, la gestion de ces oscillations est primordiale pour le pilotage des réacteurs à eau sous pression : piloter avec le moins d'oscillations de puissance possibles est le meilleur moyen de garder un contrôle optimal sur le cœur et donc de garantir le respect des règles de sûreté d'exploitation en toutes circonstances. Le lecteur pourra se référer à [Pon+13] pour une analyse particulièrement poussée de l'effet xénon à l'occasion du développement du simulateur CIREP1D au sein d'un laboratoire de recherche d'EDF.

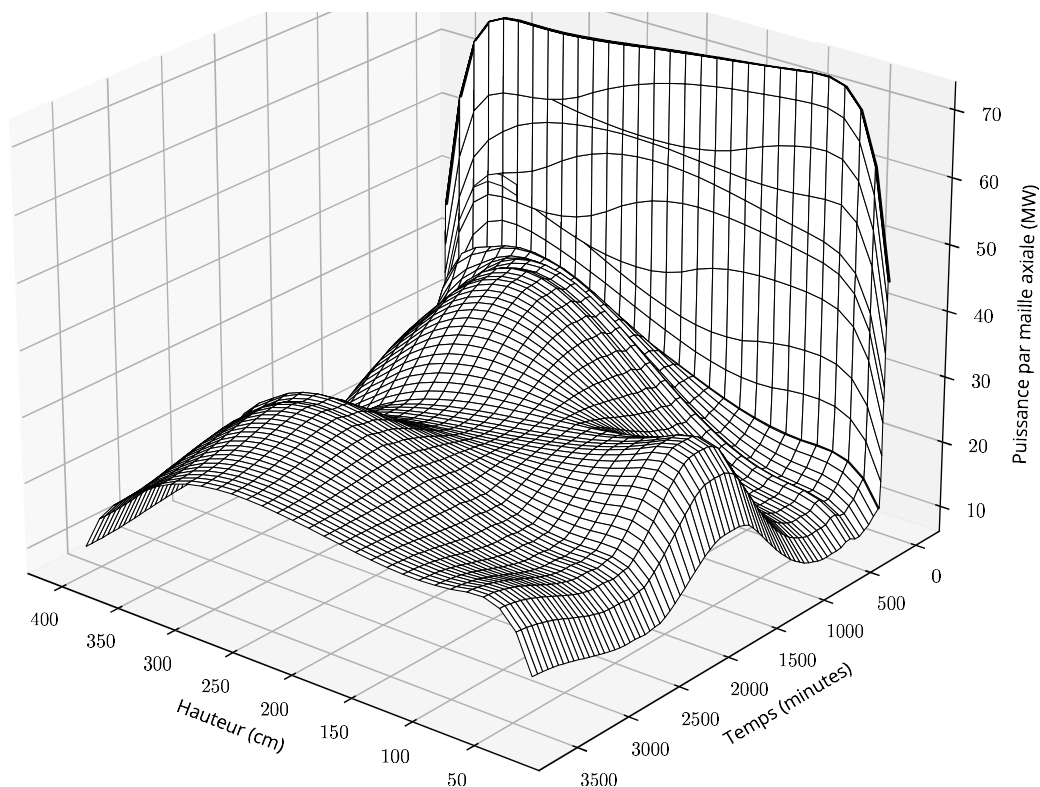


Figure 2.13 – Évolution de la distribution axiale de puissance sur 30 mailles (nappe radiale moyennée) pour un REP 1300 MW aux trois quarts du cycle. Le transitoire effectué est une baisse de charge de 100 % PN à 30 % PN suivi d'un palier bas de 60h (cf. figure 2.12).

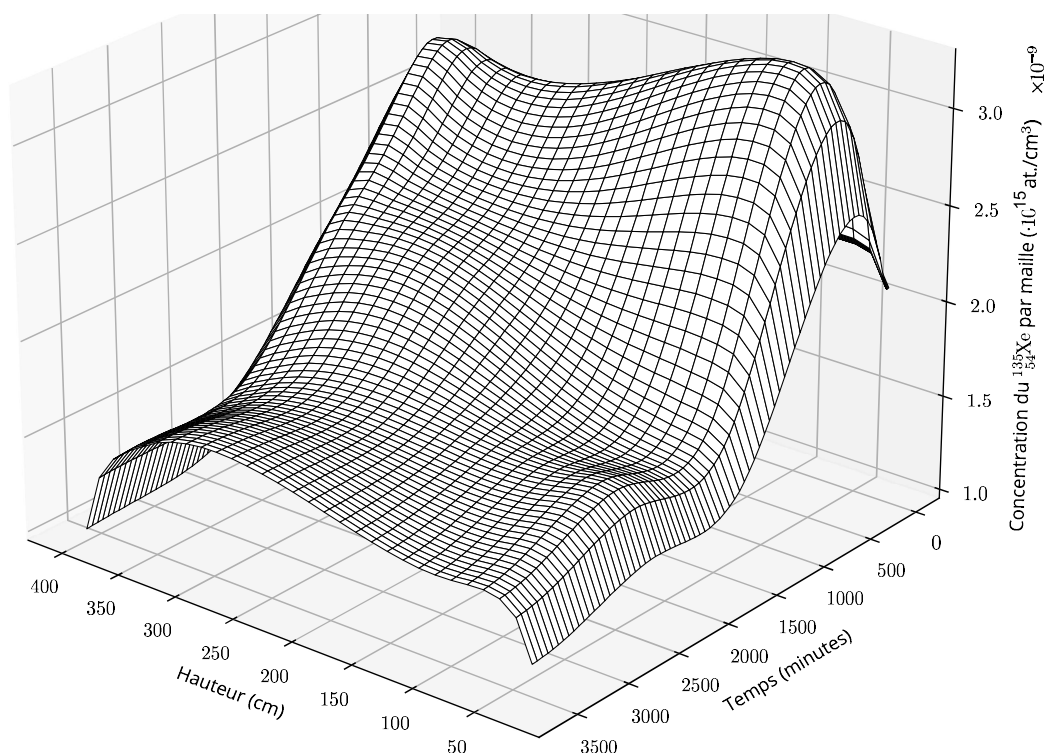


Figure 2.14 – Évolution de la distribution axiale de la concentration du $^{135}_{54}\text{Xe}$ sur 30 mailles (nappe radiale moyennée) pour un REP 1300 MW aux trois quarts du cycle pour le même transitoire.

2.4 Les modes de pilotage pour les réacteurs à eau sous pression français

Dans ce paragraphe, nous présentons le comportement général d'un réacteur à eau pressurisée en mode suivi de charge ainsi que certains modes de pilotage historiquement développés par l'ingénierie française. Chacun d'entre eux répond à des enjeux et des améliorations spécifiques; si certains ont été éprouvés et sont toujours utilisés, d'autres ont dû être abandonnés faute d'efficacité ou sont encore en cours de développement sur des modèles de réacteurs numériques.

2.4.1 Quels sont les leviers dont dispose l'opérateur pour piloter?

D'abord, commençons par clarifier deux termes régulièrement employé dans ce manuscrit. Ainsi, nous discernons le *pilotage* d'un réacteur d'un *mode* de pilotage : le premier se rapporte à l'ensemble des décisions prises par un opérateur pour suivre une consigne de charge décidée dans la salle de dispatching du centre national d'exploitation de RTE ¹¹ à Saint-Denis, alors que le mode de pilotage est une notion technique se rapportant aux leviers dont dispose l'opérateur pour faire ses manœuvres. En définitive, il existe plusieurs stratégies de pilotage réalisables à partir d'un seul et même mode de pilotage (*cf.* encadré 4.1).

Définition 4.1: pilotage et mode de pilotage d'un réacteur nucléaire

Le **pilotage** d'un réacteur nucléaire se définit comme le protocole suivi par un opérateur lui permettant d'ajuster la puissance thermique du cœur pour satisfaire un programme consigne transmis par RTE. Le **mode de pilotage** est une notion technique qui définit le paramétrage des outils dont il dispose pour mener à bien ce protocole (cartes des emplacements des barres, valeurs de recouvrements entre groupes de barres, ...).

11. Le gestionnaire du réseau de transport d'électricité.

Avant d'être raccordé au réseau électrique national, un réacteur nucléaire initialement en arrêt à froid pour rechargement suit un protocole strict composé à la fois de la mise en service progressive des différents circuits de la chaudière, mais aussi d'essais physiques pour valider la conformité du cœur neuf. Le raccordement de la tranche au réseau s'effectue lorsqu'une quantité suffisante de vapeur permet de maintenir la fréquence de rotation du groupe turbo-alternateur égale à celle du réseau, soit 50 Hz en France. Par exemple, la puissance nette du réacteur au moment du raccordement est d'environ 8 % de sa puissance nominale pour un REP de palier technologique P4/P'4. Une fois la condition de fréquence satisfaite, l'opérateur enclenche le couplage en s'assurant de l'absence de déphasage entre les phases de l'alternateur et du réseau grâce à son synchroscope. Jusqu'à cette étape, le réacteur fonctionne en régime **cœur prioritaire** : la quantité de vapeur produite est directement liée à la puissance thermique extraite du circuit primaire. Si l'opérateur souhaite engager une augmentation de la production de vapeur dans les GV alors il doit augmenter la puissance du cœur pour récupérer une eau plus chaude à l'entrée des tubes en U des GV, ce qui augmente naturellement la quantité de chaleur transmise au circuit d'eau secondaire. Plusieurs stratégies sont possibles pour effectuer un réchauffement de l'eau du primaire :

- une baisse du débit de l'eau traversant le cœur en réglant le groupe moto-pompe primaire (GMPP). Ce n'est pas l'option privilégiée dans la mesure où ce débit est établi lors de la montée dans la chaussette [Ker08, chap. IV, §4], une étape essentielle pour l'arrivée à l'état d'arrêt à chaud qui place le circuit primaire aux conditions de pression et de température stipulées par les spécifications techniques d'exploitation;
- une régulation de la pression dans le GV pour abaisser la température de saturation et ainsi produire plus de vapeur sans modifier les réglages du cœur;
- une extraction des barres absorbantes de neutrons pour augmenter la puissance générée par le cœur;
- injecter de l'eau claire pour diluer le bore soluble et apporter de la réactivité au cœur.

En pratique l'opérateur joue sur les trois derniers leviers mentionnés ci-dessus, et s'assure de respecter un programme en température de l'eau du circuit primaire en fonction de la charge (figure 2.15).

Une fois raccordé au réseau le réacteur bascule en régime **turbine prioritaire** : « la puissance produite par le réacteur suit les variations de celle appelée par la turbine » [BGP92] laquelle est elle-même dépendante de la vitesse de l'alternateur qui, lui, suit les demandes du réseau.

Remarque : c'est le principe du réglage de fréquence, un mode dans lequel se trouvent la plupart des chaudières nucléaires tout le long de la journée pour stabiliser le réseau. Les centrales sont ainsi capables d'ajuster leur puissance à plus ou moins 2 % de leur puissance nominale pour gérer les défauts de fréquence suite à des demandes ponctuelles et bruitées en électricité sur le réseau. Un tel signal est visible sur les données de production nettes d'électricité fournies par RTE [19b], comme le montre la figure 4.14. Il existe bien-sûr une sécurité pour éviter qu'une chute (resp. augmentation) trop importante de la fréquence du réseau n'entraîne un emballement (resp. ralentissement) de la rotation de l'alternateur. Il s'agit là de questions importantes de flexibilité sur lesquelles travaille le CEA [Maz+22b, Maz+22a, Bou+22].

2.4.2 Fonctionnement en dynamique libre

Cette partie permet de comprendre non seulement l'importance du couplage du cœur avec le générateur de vapeur mais aussi le rôle d'un opérateur de pilotage pour le contrôle d'un réacteur nucléaire à eau sous pression. Nous reprenons ici en détails l'exemple classique du fonctionnement en dynamique libre par ailleurs très bien explicité dans [Gra14, chap. III, part. 1] ainsi que dans [Dro20, chap. II, part. 3], ouvrages auxquels nous invitons le lecteur à se référer.

Lorsque le réacteur est raccordé au réseau et fonctionne en régime *turbine prioritaire*, c'est la quantité de vapeur admise à la turbine qui régule la puissance thermique générée par le réacteur. Quel est donc l'intérêt de piloter un réacteur nucléaire si ce dernier ajuste sa puissance automatiquement en fonction de la charge appelée par le réseau? Pour le comprendre, étudions le cas hypothétique où, justement, le réacteur suit la charge du réseau sans aucune action de la part de

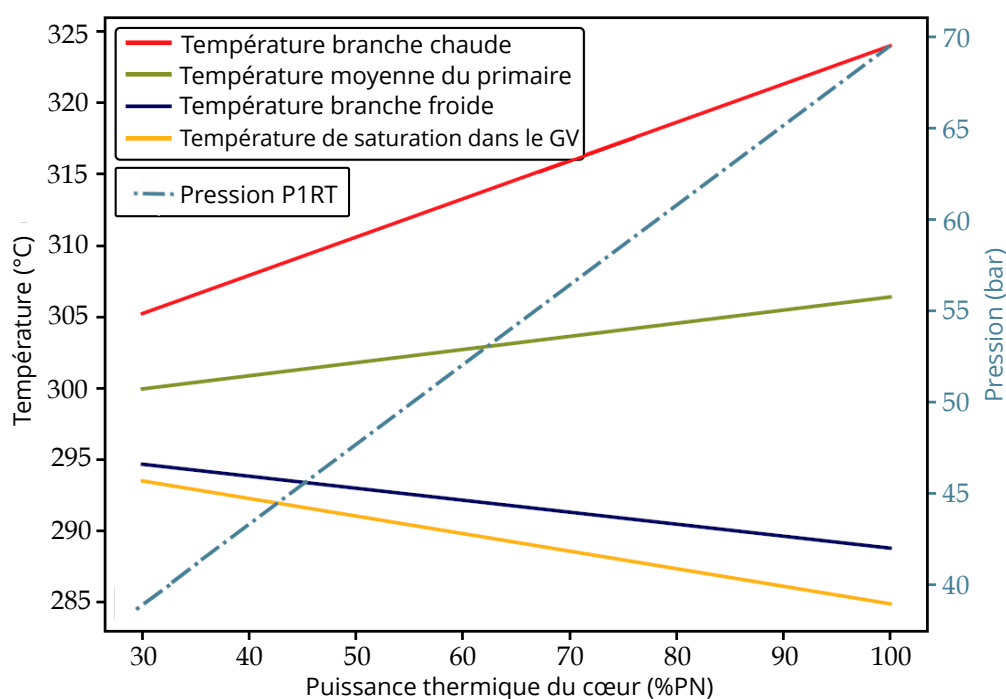


Figure 2.15 – Programme en température de l'eau du circuit primaire (à l'entrée du cœur, en sortie et en moyenne) et consigne de régulation de la pression première roue turbine (P1RT) dont il est question au chapitre 3, pour un REP 1300 MW. Figure adaptée de [BGP92, partie 3, §2] et [Cop+04, chap. XIV, part. 4, §1].

l'opérateur en salle de commande. Le scénario d'exercice est le suivant : le réacteur qui s'est stabilisé pendant la journée à 100 % de sa puissance nominale (100 % PN) réduit sa production à 70 % PN, un transitoire nocturne typique pour ne pas surproduire lorsque les besoins sont moindres.

1. La demande électrique diminue. Par analogie [Mun17, chap. I, §2] avec une perceuse (l'alternateur) dont on va relâcher progressivement le bouton poussoir pour éviter d'accélérer la rotation du foret (les turbines) lorsqu'on la retire du mur à percer (la charge du réseau), il y a une réduction de l'admission vapeur aux turbines pour maintenir la bonne fréquence de rotation des aubages.
2. Les générateurs produisent temporairement plus de vapeur que n'en admettent les turbines. La pression de la phase vapeur augmente (effet d'embouteillage)¹². Les générateurs de vapeur étant des échangeurs de chaleur où l'eau est dans un état diphasique, il n'y a pas de degré de liberté sur la température et la pression, les deux sont liées. La hausse de P_{sat} entraîne une augmentation de la température de saturation T_{sat} .
3. La puissance produite par les générateurs de vapeur suit la loi de convection forcée :

$$P_{GV} = hS(T_m - T_{sat}). \quad (2.22)$$

où h est le coefficient de convection thermique, S la surface d'échanges entre les fluides (*ie.* la surface cumulée de tous les tubes en U des GV), et T_m la température moyenne du primaire. Les générateurs de vapeur s'adaptent à une baisse de l'appel de vapeur au niveau des turbines en diminuant la quantité de chaleur échangée avec le circuit primaire.

4. Le primaire échange moins de chaleur avec les générateurs de vapeur. La différence de température entre l'entrée et la sortie de l'eau primaire dans les générateurs de vapeur décroît (figure 2.16). Dit autrement, en supposant qu'il n'y a aucune déperdition thermique ni perte

12. Même s'il existe une sécurité en cas de surpression trop importante via la vanne de déchargement à l'atmosphère ou de la vanne de contournement vapeur au condenseur, on suppose ici qu'elles ne sont pas mises à contribution pour l'exercice.

de charge dans les tuyauteries liant les GV et le cœur, l'eau du primaire arrive plus chaude en bas du cœur.

5. On observe à cette étape les conséquences sur le cœur d'une hausse de la demande électrique en dynamique libre : par contre-réaction du modérateur, une arrivée d'eau plus chaude entraîne une chute de la réactivité, par conséquent une diminution du flux donc de la puissance thermique générée.
6. La puissance thermique du cœur continue de baisser tant qu'elle n'est pas équilibrée par la puissance extraite aux générateurs de vapeur, c'est-à-dire tant qu'il existe une réduction de l'appel de vapeur au niveau des turbines. Le réacteur finit par se stabiliser à une puissance moindre par rapport à la situation initiale.

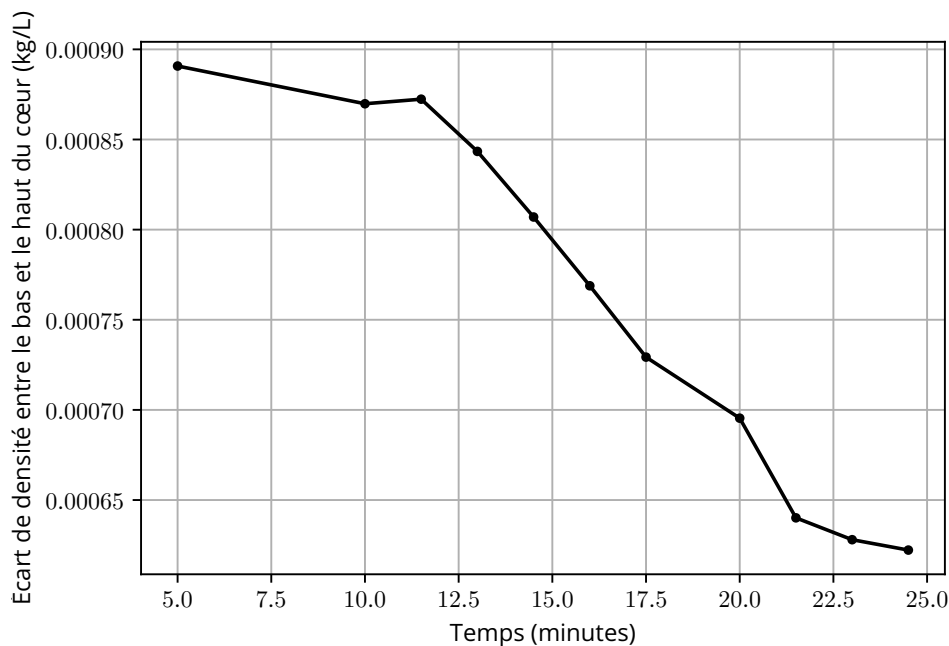


Figure 2.16 – Écart de densité de l'eau entre le haut et le bas de la partie active du cœur dans la rampe descendante d'un transitoire de suivi de charge en dynamique libre de 100% PN à 70% PN. Calculs obtenus avec APOLLO3® sur un cœur de REP 1300 MW en début de cycle (chapitre 3).

Ce mode de fonctionnement, s'il paraît attrayant du fait de la stabilisation du cœur face à des variations de puissance sans intervention extérieure, pose deux problèmes majeurs. D'abord, le manque de contrôle sur la température et la pression au sein des générateurs de vapeur risque de dégrader significativement le rendement de la tranche. En effet, comme nous le verrons au chapitre 3, les GV constituent la source chaude du cycle de Rankine représentatif du circuit système de la chaudière. De ce point de vue, le fonctionnement en dynamique libre décrit ci-dessus dévoile deux problèmes :

- pour une baisse de charge, la température de saturation dans les GV augmente ce qui, selon le second principe de la thermodynamique, augmente le rendement de Carnot η_C théorique du cycle à conditions de refroidissement égales (T_f et T_c étant respectivement la température des sources froide et chaude en Kelvin) :

$$\eta_C = 1 - \frac{T_f}{T_c}. \quad (2.23)$$

- Cependant, une centrale doit être la plus efficace pour le régime dans lequel elle fonctionne la majorité du temps, c'est-à-dire en régime nominal (100% PN). En effectuant une reprise de charge et en reprenant le protocole de la dynamique libre dans le sens inverse, on aboutit à une chute de la température de saturation dans les GV à chaque augmentation de puissance, c'est-à-dire à une baisse du rendement.

Par ailleurs, la dynamique libre prévoit des variations importantes de la densité moyenne du modérateur au cours du transitoire, ce qui induit inévitablement des phénomènes de contraction ou d'expansion de celui-ci. Si l'on se réfère aux calculs de densité moyenne de l'eau primaire tout le long de la rampe de puissance descendante, la densité moyenne initiale de l'eau est de 0.714 kg/L pour passer à 0.696 kg/L en fin de rampe. À masse d'eau constante, le volume d'eau du primaire à 100 % PN étant pris à 400 m³ dans nos simulations sur le REP 1300 MW, l'eau arrive sur le palier bas du transitoire à un volume de 389.6 m³ (soit une contraction de 10.4 m³). Cette contraction est très importante pour un transitoire de puissance de seulement 30 % PN d'amplitude, cette amplitude pouvant aller jusqu'à 70 % PN lorsque le réacteur est amené à fonctionner à 30 % de sa puissance nominale. Cette variation de volume du primaire est incompatible avec le volume du pressuriseur utilisé comme réservoir tampon pour encaisser ses effets de densité. Toutes ces considérations justifient un contrôle de la température moyenne de l'eau du primaire : pour obtenir le meilleur rendement du cycle, il faut chauffer le plus possible l'eau primaire tout en gardant une marge de sûreté pour prévenir l'ébullition de l'eau dans la branche chaude du circuit.

2.4.3 Modes de pilotage employés pour la maîtrise de la stabilité du réacteur

2.4.3.1 Mode A

Le mode de pilotage A prévoit une conduite du réacteur à axial offset constant et dans le respect d'un programme de température moyenne de l'eau du circuit primaire. Pour réaliser cet objectif, deux leviers sont à disposition de l'opérateur : le bore soluble et les barres amovibles absorbantes de neutrons.

Le bore soluble : le bore est un poison neutronique dilué dans l'eau du circuit primaire, dont la concentration est ajustée grâce au circuit RCV (annexe B). Contrairement aux barres absorbantes il apporte une antiréactivité répartie de manière homogène dans le cœur, son aptitude à contrôler l'axial offset de puissance est donc limitée. Son usage est plutôt réservé à la gestion du pic xénon qui apparaît à chaque fois que la puissance du réacteur diminue. En cas de baisse de puissance et donc de l'accumulation temporaire de xénon dans le cœur, l'opérateur engage une dilution du bore dans le circuit primaire en injectant de l'eau claire pour contrer l'antiréactivité xénon (moins de capture sur les noyaux de bore). Au contraire, l'opérateur engage une borication pour compenser la disparition temporaire de xénon dans le cœur dans le cadre d'une rampe de puissance ascendante.

Pour des questions de temps de mélange au vu de l'important volume d'eau contenu dans le circuit primaire, il existe un délai non négligeable entre le moment où l'opérateur lance une procédure de dilution ou de borication et l'instant où la concentration en bore soluble se stabilise dans le circuit primaire. La masse d'eau dans le cœur étant constante, l'injection de fluide par les pompes du RCV qui s'effectue sur la branche froide du primaire en amont du GMPP s'accompagne d'un soutirage de la même quantité de fluide, pris cette fois en aval des pompes. Sur une durée temporelle élémentaire dt , en notant C_B la concentration en bore courante du circuit primaire et $C_{B,RCV}$ celle issue du circuit RCV ($C_{B,RCV} = 0$ ppm pour une dilution ou $C_{B,RCV} = 7700$ ppm pour une borication, le bilan de la quantité de bore contenue dans un volume V quelconque du circuit primaire lors d'un transfert de liquide RCV-primaire au débit Q est :

$$dC_B = \frac{-Q}{V}(C_B - C_{B,RCV})dt \Leftrightarrow C_B(t) = K_1 e^{-\frac{Q}{V}t} + K_2 \quad (2.24)$$

En posant $C_B(t = 0) = C_{B_0}$ et $C_B(t \rightarrow \infty) = C_{B,RCV}$ on obtient que la concentration en bore du circuit primaire est telle que

$$C_B(t) = (C_{B_0} - C_{B,RCV})e^{-\frac{Q}{V}t} + C_{B,RCV}. \quad (2.25)$$

Toutes ces équations utilisent un débit d'eau Q du circuit RCV écrit sous sa forme algébrique ; il est compté positif en cas de borication et négatif en cas de dilution. Sachant cela, certaines situations sont particulièrement intéressantes en ce qui concerne la dynamique de $C_B(t)$. Avant de les développer, il faut rappeler qu'un opérateur dilue linéairement la concentration en bore dans le primaire au fur et à mesure de l'usure du combustible (un marqueur de fin de cycle est d'ailleurs une concentration minimale limitante de bore dans le primaire). Cette action permet de compenser

la perte de réactivité liée à la diminution de la densité de noyau d' $^{235}_{92}\text{U}$, et ce malgré la production de noyaux de $^{239}_{94}\text{Pu}$ issu d'une capture neutronique d'un noyau $^{238}_{92}\text{U}$ non fissile qui contribue au bilan de fissions. Dès lors, en analysant l'équation (2.24) :

- la concentration en bore dans le primaire est maximale en début de cycle, ce qui tend à diminuer le terme $C_B - C_{B,\text{RCV}}$ en valeur absolue¹³. En cas de borication ($Q > 0$), on observe donc une diminution de $\dot{C}_B(t)$ en valeur absolue; en cas de dilution ($Q < 0$), on observe au contraire une augmentation de $\dot{C}_B(t)$ absolument. Dit autrement, la variation d'une même quantité de bore en valeur absolue à débit RCV égal nécessite plus de temps en cas de borication qu'en cas de dilution.
- en fin de cycle, c'est l'inverse : un raisonnement analogue montre qu'il faut réserver plus de temps à la dilution qu'à la borication pour obtenir la même variation de concentration en bore dans le circuit primaire. Le fait que la rapidité de borication soit dégradée au fur et à mesure de l'avancement dans le cycle combustible est problématique puisque qu'il devient de plus en plus difficile de gérer le passage du pic xénon lors d'une baisse de charge : c'est la raison principale pour laquelle le mode suivi de charge n'est autorisé que pour des variations de puissance d'amplitudes limitées à partir d'un certain burnup du combustible, voire complètement prohibé pour les réacteurs en fin de cycle.

Les barres absorbantes : les réacteurs fonctionnant en mode A sont pourvus de barres absorbantes dites noires composé d'un alliage AIC d'argent (~ 85 %), d'indium (~ 10 %) et de cadmium (~ 5 %). Le métal est contenu dans une gaine d'acier austénitique Z2CN18-10 et peut circuler selon un axe vertical au travers de tubes guides également constitués d'acier. Il convient de préciser que, techniquement, un opérateur n'est pas libre de choisir la côte d'insertion des barres individuellement mais plutôt d'une grappe de barres; en effet, comme le présente la figure 2.17, chaque assemblage barré du cœur contient 25 barres reliées entre elles par une araignée, elle-même reliée aux mécanismes d'extraction motorisés via la tige de grappe qui sort de la cuve.

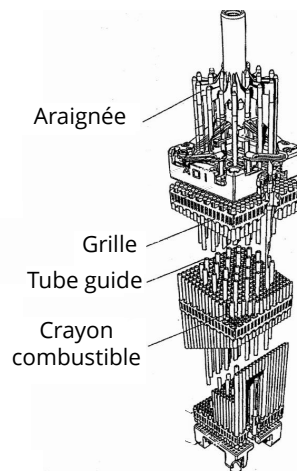


Figure 2.17 – Écorché d'un assemblage barré typique d'un réacteur à eau sous pression. Figure tirée de [Bai+99, chap. V, part. 1, §1].

Principe du pilotage en mode A : comme évoqué précédemment, un opérateur pilotant en mode A est soumis au respect de deux règles. D'abord, il convient de suivre le programme en température du primaire donnant la température moyenne axiale de l'eau du circuit primaire en fonction de la puissance du cœur; ensuite, il doit conserver le point de fonctionnement du cœur dans une marge de $\pm 5\%$ par rapport au déséquilibre axial de puissance initial relevé dans le diagramme de pilotage (figure 2.6). Un opérateur aguerri exécute une baisse de puissance en utilisant judicieusement les barres et le bore pour satisfaire ces deux exigences simultanément. Comment satisfaire le programme en température tout en gérant la dérive de l'axial offset en mode A?

Le réglage de la température est réalisé par l'insertion des groupes de barres A, B, C et D (cette insertion servant à apporter de l'antiréactivité dans le cœur et ainsi anticiper la variation de charge,

13. On rappelle que $C_{B,\text{RCV}}$ est une constante.

conformément à nos conclusions de l'étude du fonctionnement en dynamique libre du paragraphe précédent). L'inconvénient des mouvements de barres étant la répartition très hétérogène de l'anti-réactivité qu'elles apportent dans le cœur, chaque pas inséré ou extrait tend à modifier l'axial offset en puissance du cœur. En définitive, comme les barres s'insèrent par le haut du cœur, ce sont les neutrons de cette région qui sont d'abord absorbés : on traduit abusivement cet effet comme un « repoussement » du flux neutronique vers la moitié basse du cœur, ce qui revient à dire qu'on observe un axial offset de plus en plus négatif lorsque les barres s'insèrent. Si les barres sont bien calibrées, leur insertion doit compenser le défaut de puissance lié à l'effet modérateur (cf. 4.2) : le programme en température doit être respecté. Cependant, comme le décrit la figure 2.7, le haut du cœur est bien plus sensible que le bas à une variation de température ; par le principe de la contre-réaction modérateur, ce phénomène est propice à une redistribution du flux vers le haut du cœur. Il y a donc deux effets antagonistes sur l'axial offset, ce qui n'est pas rédhibitoire du point de vue du pilotage étant donné que l'opérateur souhaite garder un cœur à axial offset constant pendant toute la durée du suivi de charge.

Définition 4.2: défaut de puissance

Le défaut de puissance définit la variation de réactivité mesurée dans le cœur correspondant à une variation de puissance donnée. Une variation de température résultant nécessairement d'une réactivité non nulle (et inversement), le respect d'un programme en température nécessite de compenser de manière précise le défaut de puissance lorsqu'une variation de puissance est engagée, en général avec des barres bien calibrées (mode A et mode G).

C'est au bore que revient le rôle d'équilibrer les deux phénomènes opposés de variation d'axial offset. Concrètement :

- l'opérateur va décider d'accélérer la borication si l'axial offset est trop négatif, tout en retardant l'insertion des barres. Dilué de manière homogène dans le cœur, l'apport d'antiréactivité du bore permet de laisser l'effet de redistribution prendre le pas sur l'effet de repoussement du flux par les barres pour permettre une remontée progressive de l'axial offset.
- L'opérateur va décider de ralentir la borication si l'axial offset est trop positif, avec un raisonnement contraire à celui mené ci-dessus.

Le mode A a longtemps été utilisé pour réaliser des transitoires de suivi de charge, mais il manque de flexibilité. En effet, la gestion de l'axial offset par un jeu de compensations entre le bore et les barres est possible tant que les variations de puissance sont lentes mais devient ardue lorsque les rampes sont plus raides. L'utilisation du bore, de par sa dynamique lente pour gérer les effets de réactivité, est limitante pour gérer la remontée de l'axial offset et le pic xénon lors d'une reprise de charge rapide. Une idée serait alors d'utiliser un groupe de barres compensant exactement le défaut de puissance du réacteur lorsque sa charge varie, lequel se définit comme la variation de réactivité observée par l'effet cumulé de toutes les contre-réactions physiques observés lors d'une variation de charge. C'est dans cet optique qu'à été créé le mode G.

2.4.3.2 Mode G

Le mode G peut être considéré comme un mode A amélioré sur des aspects de flexibilité en terme de baisse et de reprise de charge. Tout comme le mode A, le bore est utilisé pour gérer les variations de la concentration du xénon dans le cœur, et son débit de dilution ou de borication est ajusté pour mouvoir les barres en charge de la régulation de la température. Concernant les barres, la différence majeure par rapport au mode A est l'utilisation d'un groupe de barres spécifiques dédié à la gestion du défaut de puissance lors des variations de puissance : le groupe de compensation de puissance.

Le Groupe de Compensation de Puissance (GCP) : comme pour le mode A, les assemblages barrés sont répartis radialement de manière à couvrir équitablement l'axe transversal du cœur [Mar19, page 608]. Selon leur position dans le cœur et les relations de symétrie qui les lient, on compte quatre groupes de barres : G1, G2, N1 et N2 (sans compter les barres de sécurité qui

plongent dans le cœur par gravité uniquement en cas d'arrêt d'urgence). La côte d'insertion du GCP est asservie à la puissance électrique nette du réacteur et s'exprime grâce au totalisateur du nombre de pas insérés : il rend compte du fait que les groupes du GCP ne s'insèrent pas simultanément mais l'un après l'autre, à recouvrements constants, comme le montre la figure 2.18. Ce choix est justifié par la volonté d'aplanir au maximum la nappe de flux radiale lorsque l'opérateur enclenche une modification de la position des barres. En considérant les valeurs de recouvrement standards d'un réacteur P4/P'4 (l'annexe C les explicite autant que celles d'un réacteur du palier CPY), l'insertion du GCP étape par étape suit donc le schéma suivant :

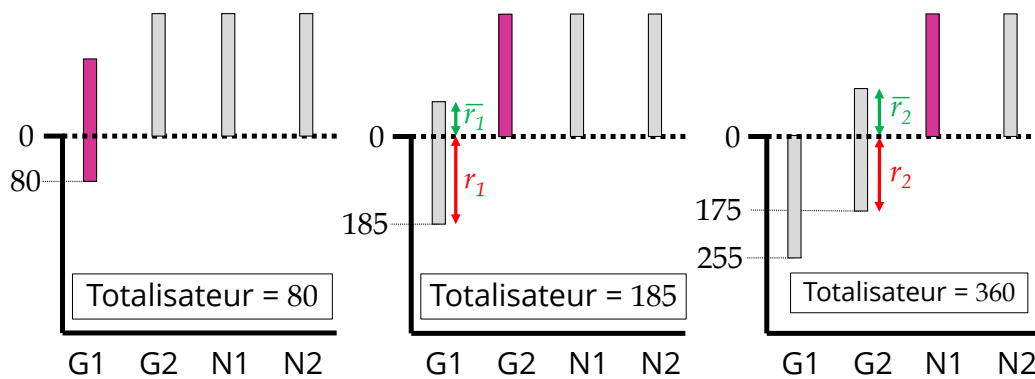


Figure 2.18 – Schéma de déplacement du GCP. Les pas d'insertion sont données sur l'axe des ordonnées. Le groupe pilote, dessiné en violet, correspond systématiquement au dernier groupe inséré. On fait figurer les recouvrements \bar{r}_1 et \bar{r}_2 , respectivement entre les groupes G1 et G2 et les groupes G2 et N1. On donne la valeur du totalisateur dans chacune des trois situations.

1. initialement, lorsque le réacteur est en base, le totalisateur est nul (configuration toutes barres extraites);
2. l'opérateur commande l'insertion du GCP. Le groupe G1 commence par s'insérer seul jusqu'à ce qu'il atteigne la côte 75 pas extraits. Sachant qu'une barre comporte 260 pas d'insertion, le totalisateur vaut alors $260 - 75 = 185$ pas;
3. sans action spécifique supplémentaire de la part de l'opérateur, le groupe G2 commence alors son insertion. Le totalisateur s'incrémente du nombre de pas d'insertion du groupe pilote, c'est-à-dire G2 ici. Les groupes G1 et G2 s'insèrent ensemble jusqu'à ce que G1 soit complètement inséré (il existe une marge de sécurité de 5 pas extraits pour chaque groupe), puis G2 poursuit son insertion jusqu'à la côte 85 pas extraits (donc 175 pas insérés);
4. le groupe N1 commence alors son insertion. Ce schéma se répète jusqu'à l'insertion complète du GCP pour laquelle le totalisateur vaut donc

$$TOT_{max} = 185 + 175 + 160 + 255 = 775 \text{ pas}$$

pour un REP 1300 MW. Pour un REP 900 MW on obtient avec les valeurs de recouvrement standards que $TOT_{max} = 125 + 135 + 145 + 225 = 630$ pas.

Les grappes du GCP ne sont pas toutes de même composition selon le groupe auquel elles appartiennent. Ainsi, les groupes G1 et G2 sont constitués de grappes dites grises avec un pouvoir d'absorption de neutrons moindre que les barres noires typiques du mode A. Ces grappes sont constituées de 8 barres d'AIC et 17 barres d'acier inoxydable. La gaine enveloppant ces barres est également constituée d'acier inoxydable. Les groupes N1 et N2 sont composés, eux, de barres noires distinctes de celles du mode A. En effet, ce sont des barres dont la composition est hétérogène axialement : la partie supérieure est faite de carbure de bore B_4C et est plus absorbante que la partie inférieure faite d'AIC. Cette hétérogénéité doit être mise en perspective par rapport à l'ordre d'insertion des groupes : en pratique, les groupes N1 et N2 sont les derniers à s'insérer et il est rare que N1 s'insère entièrement lors d'un suivi de charge. La partie la plus souvent immergée dans le cœur est donc de même nature que les grappes grises afin de limiter la déformation de la nappe de flux axiale au moment de l'insertion.

Le Groupe de Régulation de la Température (GRT) : le GRT est un groupe de barres dédié prioritairement à la gestion de la température lors d'un transitoire de puissance. Contrairement au GCP, les grappes de ce groupe s'insèrent ou s'extraitent généralement toutes ensemble, c'est-à-dire avec un recouvrement maximal. Il est toujours possible de décalibrer les grappes du GRT les unes par rapport aux autres lorsqu'il est nécessaire de piloter finement le réacteur afin de gérer de manière optimale la dérive de l'axial offset de puissance lors d'un suivi de charge.

Le GRT a un poids neutronique important et est exclusivement composé de barres noires similaires à celles du GCP. La particularité du GRT est qu'il est astreint à évoluer dans une bande verticale bornée dans la moitié supérieure du cœur : on parle de bande limite du GRT. En effet, sa forte capacité d'absorption nécessite de le manœuvrer de manière restreinte afin de ne pas trop déstabiliser l'axial offset du cœur. Un résumé du protocole suivi par l'opérateur pour manier le GRT consiste à insérer les grappes lorsque l'eau du primaire est trop chaude, ou au contraire à les extraire lorsque l'eau est trop froide. Nous aurons l'occasion de revenir sur ce point dans le prochain chapitre lorsque sera présenté notre simulateur de pilotage.

2.4.3.3 Modes X et T

les modes de pilotage X et T ont été conçus sur la base de retours d'expérience du mode A et du mode G spécifiquement pour les réacteurs du palier N4 et pour l'EPR, respectivement. Ces modes de pilotage prévoient un nombre de grappes par groupe différent ainsi qu'une nouvelle répartition des assemblages barrés dans le cœur, toujours dans l'optique de réduire les risques de déformations prononcées de la nappe de flux radiale lors de l'insertion des barres.

Le mode X est un mode de pilotage qui prévoyait une automatisation de la commande des barres afin de pallier d'éventuelles erreurs de pilotage d'origine humaine. Ce mode, assimilable à un mode A à recouvrements de barres variables régi par des asservissements sur les programmes de température et d'axial offset, a passé avec succès des campagnes d'exercices de variation de charge [Cop+04, chap. II, part. 2, §2]. Cependant, l'automatisation des chaînes de régulation des barres engendrait des difficultés pour les opérateurs pour ajuster le contrôle du réacteur avec des opérations manuelles qui impliquent dans l'ajustement temporaire du mode de pilotage (stratégies de décalibrage des groupes entre eux, par exemple). Au final, ce manque de flexibilité a montré des limites qui engageaient la sûreté du fonctionnement du réacteur dans des configurations particulières de rampe de puissance (puissance linéique importante lors de reprise de charge) : ce retour d'expérience négatif a conduit EDF à retourner à un pilotage des réacteurs N4 en mode A [Bou07].

Le mode T de l'EPR, quant à lui, est proche du mode G et fait toujours l'objet de recherche et de développement à l'aide de simulateurs numériques [Pai08, Gro14a, Lem18]. Il existe 89 assemblages barrés répartis en cinq groupes : P1, P2, P3, P4 et P5. Contrairement au mode G qui fixe définitivement les grappes dédiées à la compensation de puissance et celles affectées à la régulation de la température, le mode T prévoit un rôle variable à chacun des groupes P_i en fonction de la puissance du réacteur. La physique du mode T est néanmoins similaire à celle du mode G et du mode A : les ajustements de réactivité sont réalisés au moyen de mouvements compensés, la variation de réactivité causée par l'insertion d'un groupe étant rattrapée par l'extraction d'un autre, et inversement.

2.4.4 Autres stratégies de pilotage exotiques

2.4.4.1 Barres gazeuses

Comme nous l'avons mentionné dans les sections précédentes, les barres de contrôle métalliques ont l'inconvénient de fortement perturber la distribution axiale du flux neutronique lorsqu'elles sont amenées à se mouvoir au sein du cœur. Le bore soluble, lui, présente une dynamique d'évolution trop lente pour qu'un opérateur puisse le considérer comme un levier de pilotage capable de corriger rapidement un écart à la criticité. Ces problèmes sont connus depuis les premières générations de réacteurs à eau sous pression (expérimentaux ou à usage industriel), à tel point que des solutions ont déjà été testées et même déployées sur certaines chaudières : les barres gazeuses

sont l'une d'entre elles. Comme son nom l'indique, la barre gazeuse consiste en une colonne de gaz absorbant de neutrons à pression variable. C'est justement en ajustant la pression du gaz qu'un opérateur ajuste le niveau d'antiréactivité apportée au cœur; contrairement aux mouvements de barres métalliques les ajustements de pression se font de manière tout à fait homogène sur toute la partie active du cœur, atténuant ainsi la dérive d'axial offset lors de variations de charge. Plusieurs réacteurs ont été pourvus de ce type de barres :

- la centrale EDF EL-4 des Monts d'Arrée à Brennilis mise en service en 1967 [FT67, chap. I, §2];
- le réacteur expérimental du projet ORGEL porté par le CEA pour le développement d'une filière de réacteurs à eau lourde [NS68, chap. VIII];
- un projet nord-américain de réacteur nucléaire à eau lourde semblable à EL-4 (technologie déployée dans la centrale de Brennilis) a également été l'objet d'études dans les années 60 par la NASA [DHL67].

Pendant la technologie des barres gazeuses, bien que prometteuse en ce qui concerne le gain en stabilité de la distribution de puissance axiale, n'a pas été retenue pour les générations futures de réacteurs qui se sont déployées pendant les années 70. Des défauts techniques et économiques rédhibitoires ont conduit l'exploitant à abandonner le gaz au profit du métal :

- plusieurs gaz à forte capacité d'absorption de neutron ont été expérimentés comme le krypton, le xénon, l'hélium ou le trifluorure de bore BF_3 . L'hélium 3 gazeux a été privilégié car possédant une température de liquéfaction suffisamment éloignée des conditions de température typique du régime nominal du cœur, et surtout parce qu'il est le gaz avec la plus grande section de capture. Malheureusement son coût était très élevé (1100 \$/g en 1968) et il existait une grande incertitude sur la reproductibilité de l'approvisionnement d'un tel gaz à long terme;
- par capture neutronique, l'hélium 3 gazeux finit par produire du tritium qui est un élément radiotoxique devant être évacué dans l'environnement de la centrale en respectant scrupuleusement les marges dictées par l'ASN;
- l'hélium 3 gazeux est très volatil et nécessite de s'assurer d'une étanchéité parfaite des barres gazeuses pour éviter la diffusion d'hélium dans le circuit primaire;
- la température du circuit primaire étant variable en fonction de la puissance du cœur, le gaz subit inévitablement ces gradients de température. La gestion de la réactivité étant basée sur un ajustement de la pression du gaz, l'utilisation de barres gazeuses est complexe et ne peut s'envisager qu'accompagnée de barres métalliques pour satisfaire les exigences de sûreté du pilotage du réacteur.

Finalement, signalons qu'il n'existe pas - à notre connaissance - de modèles numériques capables de simuler l'action de barres gazeuses dans un réacteur. Une telle étude pourrait faire l'objet d'un travail de recherche complémentaire à celui présenté dans ce manuscrit.

2.4.4.2 Modification du rapport de modération

Le réacteur expérimental CROCUS installé à Lausanne en Suisse [Lam+16] est un réacteur à eau légère de puissance maximale 100 W¹⁴. Du point de vue du pilotage, CROCUS se pilote à la fois par l'ajustement de la côte d'insertion de ces barres, mais aussi en ajustant le niveau d'eau de la cuve du réacteur, c'est-à-dire en modifiant le rapport de modération du cœur (cf. figure 2.5). Cela amène à considérer une stratégie étonnante en ce qui concerne l'arrêt d'urgence du réacteur : contrairement aux REP classiques qui laissent chuter automatiquement les barres absorbantes par gravité, le réacteur CROCUS prévoit, lui, d'accompagner la chute des barres par une vidange complète de la cuve au moyen de quatre vases d'expansion. En effet, l'absence d'eau modératrice permet de durcir le spectre de neutrons presque instantanément en annulant le rapport de modération du réacteur. Signalons que le retrait de l'eau modératrice ne pose pas de problème relatif au refroidissement du cœur au vu de sa très faible puissance.

14. Soit l'équivalent d'une grosse ampoule à incandescence.

2.4.4.3 Utilisation d'un accélérateur de particules

Le concept de réacteur nucléaire à sels fondus piloté par un accélérateur de particules, communément appelé réacteur hybride ou ADS, fut initié par C.D. Bowman [Bow+92] en 1992. Il consiste à entretenir la criticité d'un réacteur sous-moderé en lui adjoignant une source de neutrons externe, elle-même résultant du bombardement d'une cible de spallation avec des protons de hautes énergies acquises grâce à un accélérateur. Ce mode de pilotage présente un avantage certain en terme de sûreté puisqu'il suffit d'arrêter l'accélérateur de particules pour rendre le réacteur sous-critique, état dans lequel la réactivité est condamnée à diminuer. Si les ADS sont envisagés pour la transmutation de déchets radioactifs (un enjeu important pour réduire le temps de décroissance des déchets nucléaires issus de l'exploitation du parc nucléaire mondial [Ker01]), leur développement pour la production d'électricité est actuellement étudiée. C'est l'objet du projet Myrrha porté par la Belgique [Bae+14], qui prévoit la mise en service d'un réacteur démonstratif de 100 MW.

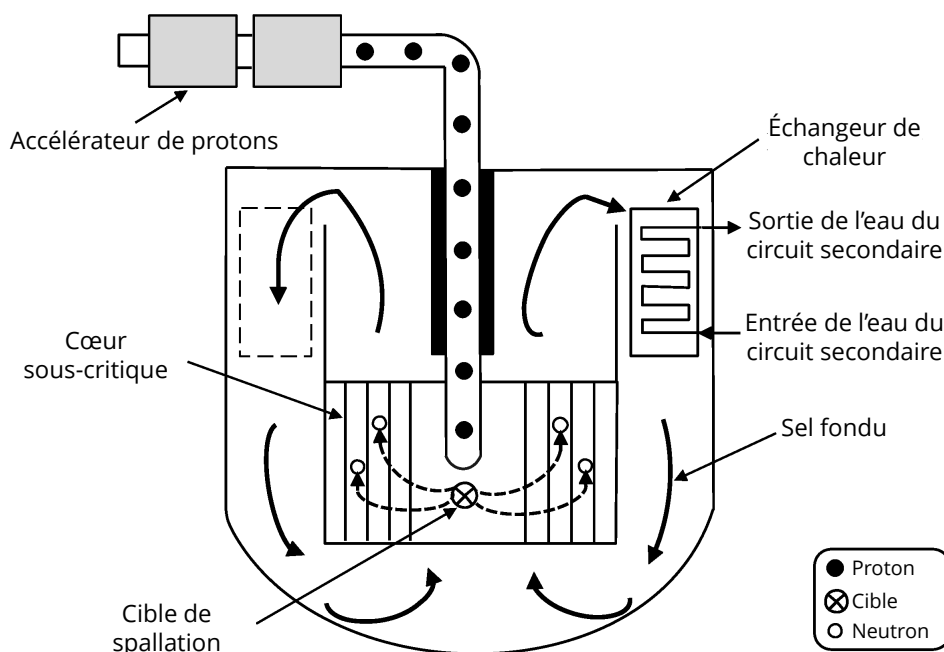


Figure 2.19 – Schéma du fonctionnement d'un réacteur hybride. La figure est adaptée de [LRZ21].

2.5 État de l'art sur la modélisation numérique du contrôle d'un réacteur nucléaire

La modélisation numérique du contrôle d'un réacteur nucléaire n'est pas l'apanage de laboratoires de recherche développant des codes de calculs multi-physiques comme le code APOLLO3® du CEA. En effet, il est tout à fait envisageable d'obtenir un modèle simplifié de réacteur à partir d'un système d'équations rendant compte des effets de contre-réactions neutronique et thermohydraulique ainsi que des effets de la manipulation des barres ou du circuit RCV, entre autres. À ce titre, citons le travail de thèse d'A.-L. Mazauric [Maz21, chap. V] dans lequel une cœur de REP 1300 MW est modélisé de manière mono-dimensionnelle en ayant toutefois un comportement représentatif de la situation réelle lors d'une variation de charge. Dès lors, la mise en équation du cœur d'un réacteur nucléaire est propice à l'utilisation de techniques d'automatique de manière rigoureuse, l'analyse de la convergence des schémas de calculs étant possible. Si certaines simplifications de linéarisation aux temps courts ont été envisagées pour l'apprentissage de modèles adaptés aux problèmes pseudo-linéaires (régulateurs proportionnel-dérivé-intégral PID ou *sliding mode control*), l'essor des algorithmes de *machine learning* depuis ces dernières années a permis un regain d'intérêt pour le

pilote des réacteurs à l'aide de réseaux de neurones, de stratégies de *deep learning* ou encore de réduction de modèle non-linéaire par convolution du noyau gaussien, pour en citer quelques uns.

2.5.1 Techniques d'automatique et de machine learning

Souvent astreintes à des géométries 1D ou 2D, les versions les plus simplifiées de mise en équation de cœur de REP lisibles dans la littérature ne sont pas en mesure de procéder au calcul de phénomènes relatifs à la distribution axiale à l'image de la dérive d'axial offset de puissance ou de l'effet xénon local, évoqué au début de ce chapitre. Pour autant, beaucoup d'auteurs réussissent à dégager des stratégies d'automatique pour le contrôle de la puissance thermique du réacteur vis-à-vis d'une consigne, comme récemment [Wan+17] qui propose un modèle de commande prédictive sous contraintes. Le principe consiste à fixer une fenêtre temporelle glissante (l'horizon temporel, ou *model predictive control* abrégé MPC en anglais) sur laquelle sont prédites les sorties les plus probables au regard des actions déjà conduites et des sorties déjà connues lors des pas de temps de simulation précédents (figure 2.20). Cette stratégie est très performante et concurrence la technique classique du PID évoquée ci-dessus. En effet, les conclusions publiées dans [Wan+17] montrent que si les méthodes MPC et du correcteur PID présentent un contrôle du réacteur dont le temps de réaction face à une consigne de variation de charge sont équivalentes, le temps de stabilisation à la puissance souhaitée est largement réduit avec l'utilisation du MPC (on n'observe pas d'à-coups sur le palier de puissance nouvellement atteint), ce qui en fait un modèle plus robuste que le PID. Cependant, elle demande un calibrage potentiellement difficile au vu du nombre de paramètres à choisir. Cette difficulté a naturellement conduit les automaticiens à utiliser des techniques d'optimisation multi-objectifs pour trouver le meilleur jeu de paramètres permettant de construire un opérateur MCP (*minimax concave penalty*) le plus juste possible. Il en va de même en ce qui concerne les contrôleurs PID : le calibrage des gains des opérateurs relatifs à chaque type d'erreur a été étudié sous le prisme de problèmes d'optimisation à résoudre, avec par exemple des algorithmes génétiques [Mou19], des essais particuliers [SM16], une décomposition de l'espace multi-objectif [Pan11, ABS23] ou encore des réseaux de neurones rendant possible un calibrage *en ligne* [Hos+20]. Une revue exhaustive des méthodes de couplage PID - réseaux de neurones font d'ailleurs l'objet de la référence [ZT23] à laquelle nous invitons le lecteur à se référer. De même, le lecteur trouvera en [Žer+23] un éventail de tactiques de modélisation de la cinétique des réacteurs qui remontent parfois jusqu'aux années 90.

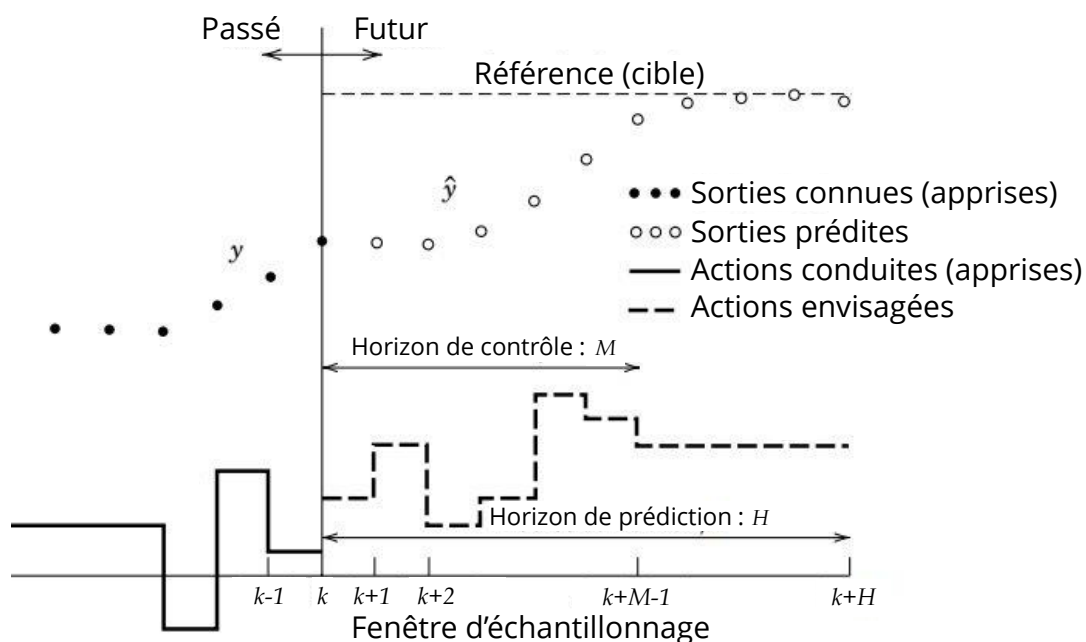


Figure 2.20 – Schéma de la méthode de commande prédictive MPC (traduit de [Als+17]).

De manière générale, la résolution du problème du pilotage des REP modélisé mathématique-

ment de manière complète a surtout fait l'objet de travaux en lien avec des innovations de *machine learning* ces cinq dernières années. Si beaucoup d'entre elles contribuent d'abord au calibrage des hyperparamètres des méthodes d'automatique, l'ajustement des moyens de contrôle vis-à-vis des consignes en puissance, en température et en axial offset à partir d'une réponse directe d'un opérateur numérique est également possible. À titre d'exemple, citons [PLW15] qui propose une comparaison de trois algorithmes de machine learning pour la régulation de l'axial offset de puissance avec les barres du GRT, en prenant en données d'entrée des mesures du flux réalisées dans le réacteur coréen SMART : un réseau de fonctions à base radiale (RBFNN), une méthode de groupe de traitement de données (GMDH) et l'algorithme de Levenberg-Marquardt (LM), ce dernier étant proche des procédures d'optimisation de Gauss-Newton ou de descente de gradient. Sur des réacteurs pilotés à l'aide d'actions correctrices sur les barres de contrôle exclusivement, la méthode LM est à privilégier en terme de robustesse sur le pilotage, c'est-à-dire pour la réalisation de tout type de surveillance sur des variations de puissance inopinées (même si l'article conclut quant au potentiel d'amélioration des méthodes RBFNN et GMDH en tenant compte du bruit sur le signal lors de la phase apprentissage des modèles). Dans [Gon+22], une approche par jumeaux numériques est utilisée pour prédire les distributions de puissance, ce qui est très précieux dans la mesure où ce type de données se composent en réalité d'un très grand nombre de valeurs inaccessibles par des mesures de flux *in-core* classiques.

2.5.2 Simulateurs développés au CEA ou chez ses partenaires

Au CEA/SERMA/LPEC : l'étude du pilotage des REP est un axe de recherche et de développement au CEA, avec ou sans couplage des grands codes industriels qu'il développe en parallèle¹⁵. Des thèses ont été soutenues sur le sujet [Tal81, Mun17, Dro20], les deux dernières en date ayant été conduites au SERMA en 2017 et en 2020 pour développer un simulateur de transitoires de suivi de charge et d'en analyser les optimisations éventuelles à l'aide d'un modèle de cœur 3D sous APOLLO3®. La difficulté du pilotage résidant surtout dans la modélisation d'un opérateur fictif qui raisonnerait comme un opérateur réel, chacun des travaux mentionné ici se différencie dans leur approche de la conduite du REP.

Une première version du simulateur développée par M. Muniglia [Mun17] utilise un schéma itératif avec une boucle de gestion du GRT, une boucle de gestion du bore, et une dernière boucle d'ajustement conjoint de ces deux leviers pour s'assurer du respect du programme en température et de la correction de la dérive de l'axial offset. Bien que ce schéma de calcul soit représentatif du mode G dans sa réalisation du suivi de charge, le nombre d'itérations parfois important en font un algorithme gourmand en temps de calcul. Par ailleurs, la commande des barres présentait de fortes instabilités en fonction de l'amplitude du suivi de charge, ce qui limitait la robustesse du pilote fictif pour la réalisation de transitoires autres qu'un créneau 100 % PN - 30 % PN - 100 % PN.

Un gain en temps de calcul et en robustesse a été apporté par V. Drouet au cours de sa thèse [Dro20]. Dans ce travail, l'ajustement du bore et de la position du GRT tient compte de l'écart en température, de l'écart proportionnel et différentiel de l'axial offset, mais aussi de la réactivité courante du cœur. En fonction de la dégradation ou de la stabilisation de l'état du cœur dans le diagramme de pilotage, l'opérateur fictif trouve un compromis entre bore et GRT pour respecter au mieux les consignes de pilotage. Ce pilotage satisfait le respect des consignes prévues par les règles techniques d'exploitation mais se distingue du mode G tel qu'il est réalisé en réalité. En effet, au début d'un transitoire de suivi de charge, un opérateur réel a plutôt tendance à décider de l'ajustement du GRT et du bore de manière indépendante; le GRT gère la température et le bore le pic xénon. Les décisions de commande relatives à ces deux leviers sont interdépendantes lorsque l'opérateur cherche à maîtriser la dérive d'axial offset (décisions compensatoires évoquées plus haut). Dans la modélisation du pilotage proposée par V. Drouet [Dro+19], les décisions compensatoires sont employées pendant toutes les phases du transitoire : si les observables de puissance thermique et de température moyenne sont globalement respectées et ont été comparées avec succès à d'autres simulateurs, la maîtrise de l'axial offset est imparfaite car le GRT se retrouve souvent à ses limites de sa bande de manœuvre pour un paramétrage standard du cœur.

15. La série de codes APOLLO pour la neutronique et CATHARE pour la thermohydraulique, notamment.

Autres simulateurs notables Les partenaires industriels du CEA disposent également de simulateur de pilotage développés pour des besoins académiques, de formation des opérateurs à venir, ou pour des études de modes de pilotage innovants. Les plus connus d'entre eux sont :

- SOFIA (Simulator for Observation of Functioning during Incident and Accident) développé avec l'expertise de Framatome® et utilisé par l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire pour l'étude d'une grande variété de transitoires, allant des scénarios de démarrage des réacteurs à des transitoires accidentels. Actuellement le simulateur est pourvu de modèle typique de tranches CPY, P4/P'4, N4 et EPR. Le code CATHARE2® développé au CEA est utilisé pour simuler toute la physique thermohydraulique du simulateur (générateur de vapeur, turbines, réchauffeurs, pressuriseur ...). C'est un outil parfaitement adapté à l'étude d'accidents nucléaires passés tels que l'accident de Three Mile Island.
- Les simulateurs C-PWR et SIREP sont semblables à SOFIA dans leur conception et leurs interfaces utilisateur et sont développés par la société CORYS à Grenoble. Codés grâce à la plateforme ALICES® développée par l'entreprise, ils utilisent le modèle DRAC® pour le chaînage des composants du système (GV, turbines, réchauffeurs, tuyauteries...).
- La société EDVANCE, filiale co-fondée par EDF et FRAMATOME NP, travaille avec CORYS sur le développement de simulateurs pour les réacteurs à eau sous pression (EPR de Flamanville 3 ou de Hinkley Point C, technologie EPR2). La partie conventionnelle de la tranche est la même que les versions C-PWR et SIREP, et la partie cœur utilise les codes COCCINELLE® pour la neutronique et CATHARE® pour la thermohydraulique de l'îlot nucléaire (du cœur au générateur de vapeur).
- Le simulateur EasyREP® développé par H. Grard à l'INSTN [Gra14] n'utilise pas de codes multiphysiques industriels mais fournit une simulation performante en 1D du comportement d'un cœur de REP 1300 MW.

2.6 Conclusion

Ce chapitre a permis de décrire des notions fondamentales de la physique des réacteurs à toutes les échelles. Après avoir décrit les interactions à l'échelle nucléaire entre un neutron et un noyau du système dans lequel il chemine, nous avons établi de manière didactique l'équation de Boltzmann régissant l'évolution du flux neutronique dans un réacteur nucléaire. Nous avons ensuite apporté des éléments d'explication sur les phénomènes de contre-réactions neutroniques au sein d'un système multiplicateur de neutrons : au niveau de la pastille de combustible (effet Doppler) ainsi qu'à l'échelle inter-assemblages (effet modérateur). Ces derniers composent le socle des explications dont nous déclinons les différents principes de cause à effets du pilotage d'un réacteur nucléaire. Les enjeux de cette science appliquée quotidiennement sur les réacteurs du parc nucléaire français actuel ont été présentés. Finalement, nous avons dressé un état de l'art relatif à la fois aux modes de pilotage d'autres technologies de réacteurs nucléaires en France ou à l'étranger, mais aussi aux modèles de simulations numériques de pilotage.

Chapitre 3

Développement d'un simulateur de pilotage de réacteurs à eau pressurisée pilotés en mode G

L'un des objectifs de cette thèse étant d'éprouver la manœuvrabilité des réacteurs nucléaires à eau pressurisée, une bonne modélisation du cœur et du mode G est primordiale afin de pouvoir dégager à partir des expériences numériques conduites des interprétations pertinentes pour le pilotage réel. Dans ce chapitre, nous présentons d'abord les différentes gestions du combustible retenues dans le cadre de cette thèse, avant de décrire précisément les choix de modélisation des cœurs qui se veulent le plus fidèle possible par rapport aux conditions d'exploitation actuelles. Nous nous attacherons ensuite à décrire le nouveau modèle d'opérateur de pilotage en mode G et le confronterons à d'autres modèles existants.

3.1	Modélisation des cœurs de réacteurs du palier P4/P'4 en gestion GEMMES et CPY en gestion Parité MOX	48
3.1.1	Gestions de combustible	48
3.1.2	Modélisation des réflecteurs	53
3.1.3	Calcul du cycle à l'équilibre avec prise en compte de la remontée du GRT	59
3.2	Développement de l'opérateur de pilotage fictif ALGO	63
3.2.1	Asservissement du groupe de compensation de puissance	63
3.2.2	Mouvements du GRT	66
3.2.3	Schéma de résolution général	66
3.2.4	Pilote ALGO (APOLLO3® Load-following G mode Operator)	67
3.2.5	Comparaisons avec d'autres modèles d'opérateurs de pilotage	72
3.3	Conclusion	75

3.1 Modélisation des cœurs de réacteurs du palier P4/P'4 en gestion GEMMES et CPY en gestion Parité MOX

3.1.1 Gestions de combustible

Comme toute centrale productrice d'énergie, un réacteur nucléaire extrait de l'énergie à partir d'un combustible. Si l'on se représente facilement la combustion du charbon ou d'une bûche dans une cheminée, qu'en est-il des pastilles combustibles positionnées dans les crayons composant le cœur du réacteur? Dans un réacteur à eau pressurisée, la réaction de fission énergétique se produit majoritairement sur des noyaux d'uranium 235 et de plutonium 239. C'est la baisse de la représentation de tels noyaux dans le vecteur isotopique du métal combustible qui baisse naturellement le taux de fissions dans le cœur. La variable permettant de quantifier l'usure (aussi appelée l'avancement ou le taux de combustion) du combustible est le burnup; exprimé en MWj/t, il exprime l'énergie thermique extraite en une journée par une tonne de combustible. L'arrêt du réacteur pour rechargement d'assemblages combustible intervient lorsque le burnup du cœur franchit une valeur seuil pour laquelle il n'est plus en mesure d'assurer un taux de fissions suffisant pour permettre à la tranche de produire la puissance pour laquelle elle a été conçue. La campagne du combustible est la durée séparant deux arrêts de tranche pour rechargement. La gestion du combustible est la science qui s'attache à paramétrer correctement la durée des campagnes, les plans de rechargement du cœur ou encore l'enrichissement du combustible en vue d'optimiser l'extraction d'énergie à partir de celui-ci.

3.1.1.1 Gestion GEMMES pour les réacteurs du palier P4/P'4

La gestion GEMMES (pour Gestion des Évolutions et des Modifications des Modes d'Exploitation en Sûreté) est utilisée depuis 1997 sur les réacteurs du palier P4/P'4 de 1300 MWe. Elle se différencie des modes de gestion précédents (GARANCE, CYCLADE [Wae09]) principalement par :

- des campagnes combustible plus longues (environ 18 mois);
- l'utilisation d'uranium enrichi à 4%. Cela signifie que l'uranium composant les pastilles combustibles a une teneur de 4% en $^{235}_{92}\text{U}$, isotope fissile naturellement présent à hauteur de 0.3% dans un minerai d'uranium naturel;
- un rechargement par tiers. Cela signifie qu'un assemblage combustible neuf sera définitivement retiré du cœur après y avoir passé trois campagnes combustible. À chaque rechargement, un tiers du cœur est ainsi retiré alors que la plupart des assemblages restants sont repositionnés pour des questions d'homogénéisation radiale de la distribution d'irradiation, elle-même directement à l'origine de possibles irrégularités dans la nappe de flux radiale du cœur.

Actuellement 19 réacteurs P4/P'4 suivent la gestion GEMMES. Comme le souligne le rapport de l'IRSN [Ins10] dont nous reproduisons la figure 3.1 montrant l'activité en tritium par tranche rejetée par la voie des effluents liquides dans l'environnement, les CNPE¹ en gestion GEMMES (Flamanville FLA, Paluel PAL, Saint-Alban SAL, Belleville BEL, Cattenom CAT, Golfech GOL, Nogent NOG et Penly PEN) rejettent le double d'effluents tritiés par rapport aux CNPE pourvus de réacteurs du palier CPY. Plusieurs facteurs justifient cette différence, parmi lesquelles une irradiation plus importante dans un REP P4/P'4 que dans un cœur CPY du fait du dimensionnement des cœurs et de l'enrichissement du combustible. Si des efforts ont été réalisés pour réduire la quantité de rejets liquides radioactifs hors de la centrale depuis les années 2000 [Vaz05], la minimisation de la production des effluents fait toujours l'objet de recherches actives, avec l'objectif d'agir à la source pour moins polluer les cours d'eau.

Nous présentons sur la figure 3.2 les cartes de chargement d'assemblages d'un cœur P4/P'4 en gestion GEMMES, en faisant apparaître la position des groupes de barres de contrôle mentionnées au paragraphe 2.4.3.2. À part l'assemblage central qui aura suivi quatre campagnes complètes au sein du cœur, tous les assemblages restent dans le cœur pendant trois campagnes, comme convenu précédemment. La carte explicite également une particularité de la gestion GEMMES, à savoir le recours à du combustible gadoliné permettant de stabiliser radialement la nappe de puissance du

1. Centre Nucléaire de Production d'Électricité.

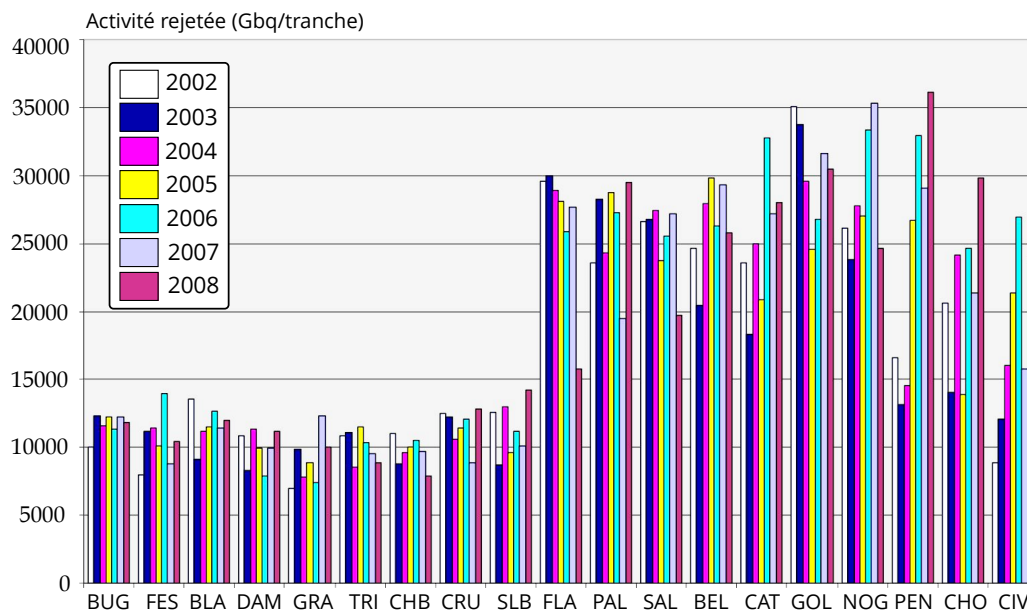


Figure 3.1 – Évolution de l'activité en tritium rejetée via les effluents liquides par CNPE entre 2002 et 2008 [Ins10, p. 13].

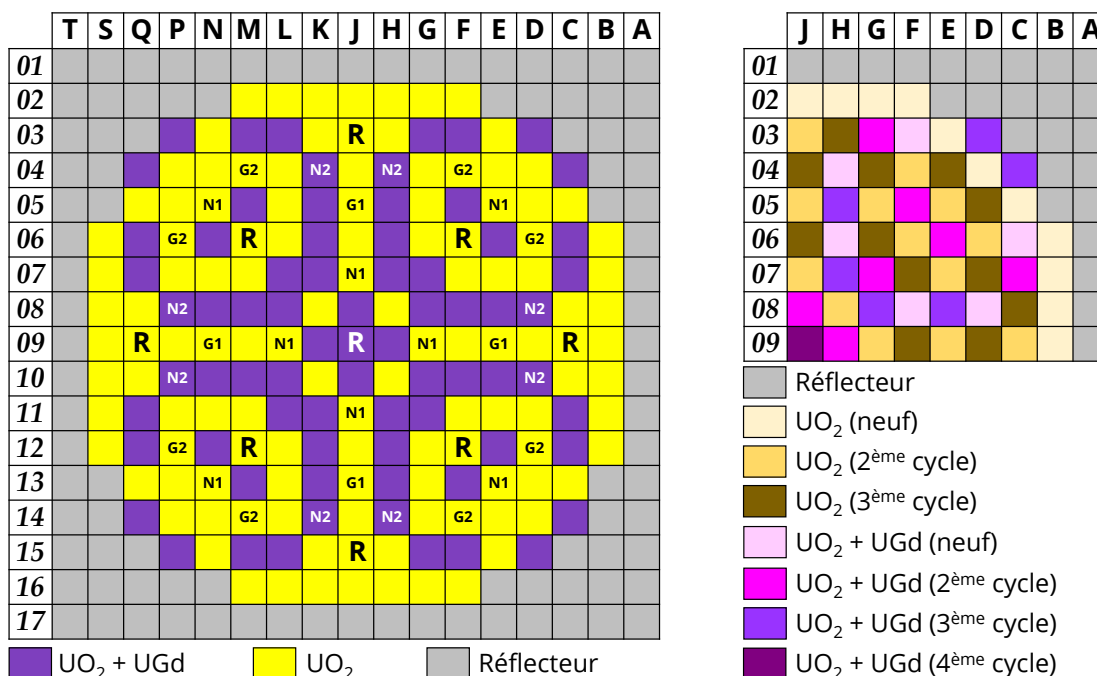


Figure 3.2 – Carte d'assemblage, de rechargement et de grappes d'un cœur de REP 1300 MW en gestion GEMMES.

cœur, le gadolinium étant un poison neutronique. Au total, on dénombre 73 assemblages gadoliniés dans un cœur de réacteur P4/P'4, et 28 assemblages de la sorte sont introduits à chaque opération de rechargement. Les 36 assemblages rechargés restant sont des assemblages à combustible UO_2 d'oxyde d'uranium enrichi à 4%. Nous avons présenté en figure 3.3 la géométrie et la composition des assemblages UO_2 ; nous présentons en figure 3.4 celles des assemblages gadoliniés.

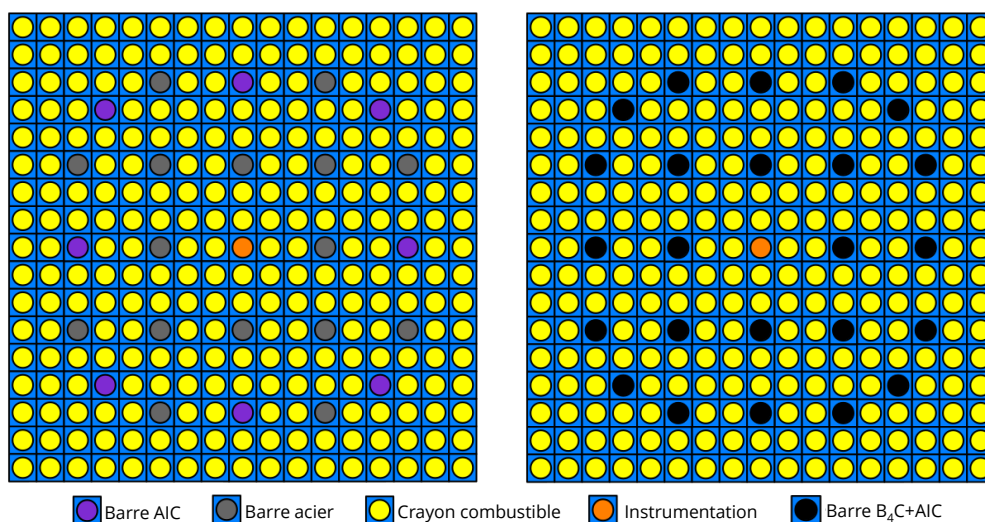


Figure 3.3 – Vues en coupe d'un assemblage UO_2 barré d'une grappe grise (gauche) ou noire (droite) dans un cœur de REP 1300 MW du palier P4/P'4.

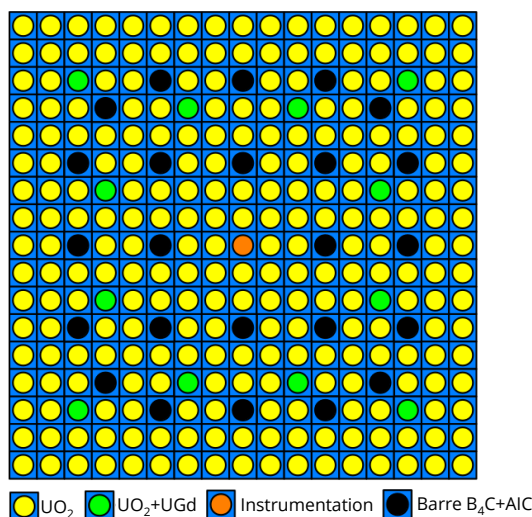


Figure 3.4 – Vues en coupe d'un assemblage UO_2+UGd barré d'une grappe grise (gauche) ou noire (droite) dans un cœur de REP 1300 MW du palier P4/P'4.

3.1.1.2 Gestion Parité MOX pour les réacteurs du palier CPY

La première utilisation du combustible MOX (mélange d'oxydes) dans un réacteur français date de 1987 [Ber07]. La motivation principale de la réutilisation de combustible à base de plutonium enrichi réside en la volonté d'EDF de fermer le cycle du combustible des réacteurs à eau pressurisée, pour des raisons économiques et de gestion des déchets nucléaires. Auparavant déclaré par défaut comme un déchet à vie longue après avoir été séparé chimiquement des autres espèces contenues dans un assemblage usé, le plutonium était réservé à un stockage sous-sol le temps

que son activité décroisse, au moins jusqu'à ce qu'une éventuelle opération d'enfouissement définitive puisse être décidée (projet CIGÉO dans la Meuse). Cependant, tout comme $^{235}_{92}\text{U}$, le plutonium $^{239}_{94}\text{Pu}$ est également fissile : le combustible MOX est né de l'idée de combiner au sein d'un même assemblage ces deux espèces afin de permettre la réutilisation de déchets en tant que nouveaux combustibles. Techniquement, le combustible MOX nécessite de raffiner le combustible utilisé brut afin d'en isoler le plutonium, qui sera par la suite enrichi de sorte à augmenter son vecteur isotopique de plutonium $^{239}_{94}\text{Pu}$. La gestion Parité MOX fut introduite en 2007 sur les réacteurs du palier CPY de 900 MWe. Nous rappelons en figure 3.5 la carte d'assemblages et de burnup d'un tel réacteur : la puissance d'un REP CPY étant moindre que celle d'un REP P4/P'4, le cœur contient logiquement un nombre plus faible d'assemblages (157 contre 193). En revanche, chaque assemblage possède autant de crayons et d'emplacements de barres que dans le cas du palier P4/P'4. La gestion parité MOX prévoit ainsi :

- des campagnes combustibles de l'ordre de 12 mois, ce qui facilite la gestion des plannings de rechargement des réacteurs du parc compte tenu de la longueur de campagne des REP P4/P'4;
- deux types d'assemblages combustibles : d'abord des assemblages UO_2 de même géométrie que dans un REP P4/P'4 (cf. figure 3.3) si ce n'est que l'enrichissement en $^{235}_{92}\text{U}$ passe de 4 % à environ 3.7 % [Gro14b], complétés par des assemblages dits moxés contenant un mélange d'uranium et de plutonium²;
- un rechargement par quart de cœur. Chaque rechargement prévoit le remplacement de 28 assemblages UO_2 et de 12 assemblages MOX.

Les assemblages moxés contiennent trois classes de crayons MOX se différenciant par leur teneur en plutonium. Les 64 crayons en périphérie de l'assemblage sont ceux avec la teneur la plus faible (3.65 %); la deuxième zone à teneur intermédiaire (6.49 %) est composée de 100 crayons; enfin, les 100 crayons de la dernière zone la plus intérieure sont ceux qui contiennent le plus de plutonium (9.77 %). On parle d'une répartition zonée : la section efficace de fission du $^{239}_{94}\text{Pu}$ étant plus élevée que celle de $^{235}_{92}\text{U}$ à énergie du neutron incident égale, la présence de crayons à forte teneur en plutonium enrichi entraînerait l'apparition de pics de puissance en périphérie d'assemblage. La mise en place du zonage avec teneur en plutonium dégressive participe ainsi à lisser le flux à l'interface entre un assemblage MOX et un assemblage UO_2 voisins. Il faut noter qu'il existe une multitude de stratégies de zonage possibles pour satisfaire le même objectif : à titre d'exemple, les designs CORAIL, APA ou encore DUPLEX ont été étudiés pour le rangement des crayons d'assemblages de REP moxés, où l'on retrouve des crayons d' UO_2 en périphérie et des crayons MOX dans les régions intérieures [Cou17, chap. II, part. 3, §2]. D'autres auteurs ont également exploré d'autres arrangements de zones en conservant l'esprit de teneurs dégressives en plutonium entre la périphérie et l'intérieur de l'assemblage [Li+19].

Les réacteurs du palier CPY sont équipés du mode de pilotage G, on y retrouve donc un groupe de compensation de puissance ainsi qu'un groupe de régulation de la température (figure 3.5). Les valeurs de recouvrement entre les différents groupes de barres (cf. annexe C) sont différentes d'un réacteur P4/P'4 étant donné que la hauteur active du cœur est plus petite et que le nombre maximal de pas d'insertion des barres s'élève à 230.

3.1.1.3 Calcul assemblage en milieu infini

Pour chacune des technologies de réacteurs, il est nécessaire de procéder à six calculs de ce type pour obtenir les bibliothèques de sections permettant de décrire complètement les cœurs. Précisément, pour le réacteur P4/P'4 par exemple, il faut procéder au calcul d'assemblages gadoliniés avec et sans barres noires (fig. 3.4) ainsi qu'à celui d'assemblages UO_2 avec et sans barres grises ou noires. Il en va de même pour le réacteur CPY. Le schéma de calcul pour lequel nous avons opté est classique et se déroule en deux étapes. D'abord un calcul d'évolution de l'assemblage en conditions nominales permet de sauvegarder différents points de reprise en fonction de l'avancement d'un milieu composé du même motif répété à l'infini (condition aux bords de type réflexion spéculaire). La méthode des caractéristiques (MOC) sur un maillage énergétique XMAS à 172 groupes

2. d'où le nom de MOX pour Mélange d'Oxyde.

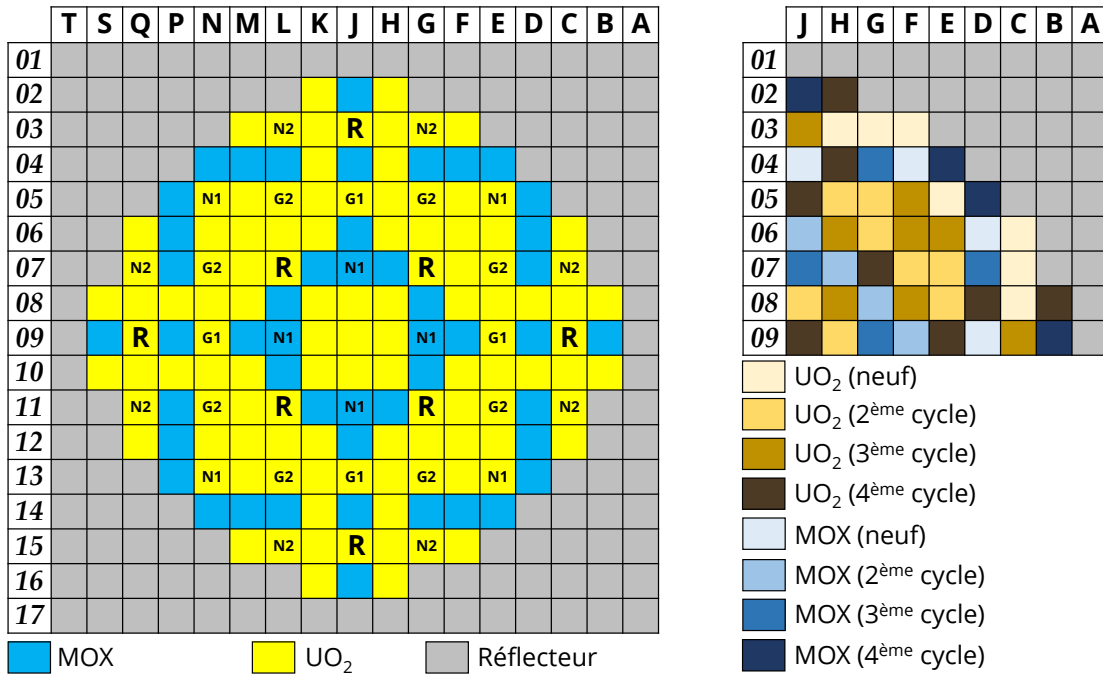


Figure 3.5 – Carte d’assemblage, de rechargement et de grappes d’un cœur de REP 900 MW en gestion Parité MOX (adapté de [Pro11]).

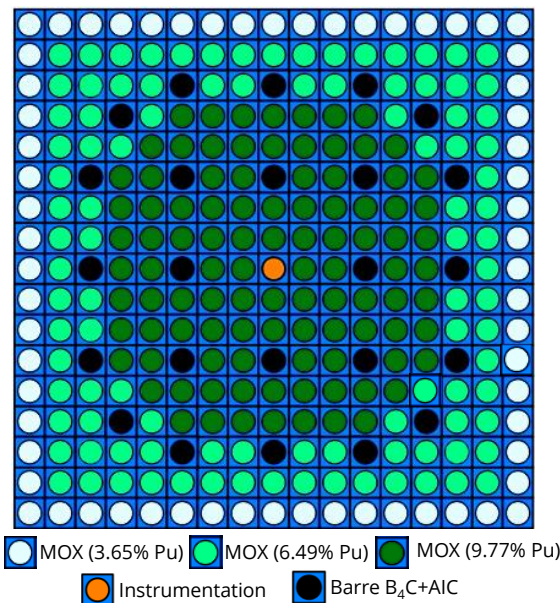


Figure 3.6 – Vues en coupe d’un assemblage moxé barré d’une grappe noire dans un cœur de REP 900 MW du palier CPY.

[Cos+05] est utilisée pour le calcul du flux neutronique sur cette géométrie hétérogène, avec la bibliothèque de sections efficaces microscopiques CEA93-V7. La deuxième étape du calcul consiste à récupérer une grille multi-paramétrées de sections efficaces qui pourra être lue lors du calcul du flux sur le cœur complet avec APOLLO3[®]. Pour cela, le flux neutronique hétérogène est recalculé depuis les points de reprise en faisant varier la température combustible, la densité du modérateur et la concentration en bore.

Des considérations de propriété intellectuelle limitent la publication des détails de composition

des combustibles que nous modélisons. Cependant, nous fournissons quelques indications générales relatives à notre modèle :

- Concernant la technologie P4/P'4 en gestion GEMMES, les assemblages non gadoliniés ont des pastilles toutes enrichies en $^{235}_{92}\text{U}$ à hauteur de 4%. Les pastilles combustibles des assemblages gadoliniés ont un enrichissement de 0.7% , ce qui est proche de l'enrichissement naturel de l'uranium. La gadolinium des crayons empoisonnés est enrichi en $^{203}_{64}\text{Gd}$ à hauteur de 8% ; cet isotope est en effet celui ayant la plus grande section de capture neutronique, donc le plus intéressant en terme de poison consommable.
- Concernant la technologie CPY en gestion Parité MOX, les assemblages UOX ont exactement la même géométrie radiale que les assemblages non gadoliniés de ceux de la gestion GEMMES du palier P4/P'4, mais leur enrichissement en $^{235}_{92}\text{U}$ est de 3.7%. Il n'y a pas d'assemblages gadoliniés. En ce qui concerne les assemblages à combustible MOX, nous avons retenu un taux massique de MOX (proportion massique représentée par le MOX par rapport aux autres éléments constitutifs du crayon) est de 8.65% , ce qui est le taux actuellement privilégié dans les réacteurs CPY bénéficiant de ce type de combustible. La répartition des crayons est trizonée ; par ailleurs, nous renonçons à utiliser un vecteur isotopique du MOX issu de données industrielles et privilégions une approche académique de l'étude : la composition du plutonium par isotopes sera prise égale aux données publiées par G. Krivtchik dans [Kri14]. La table 3.1 résume les données de composition du combustible MOX que nous avons choisi pour l'étude.

Table 3.1 – Taux massique et vecteur isotopique du MOX retenu pour la modélisation des assemblages combustibles moxés du réacteur CPY en gestion Parité MOX.

Taux massiques du MOX	Valeur
Teneur par zone (en %)	
Périphérie	3.65
Intermédiaire	6.49
Intérieur	9.77
Vecteur isotopique (% , repris de [Kri14, table 3.13])	
$^{238}_{94}\text{Pu}$	2.5
$^{239}_{94}\text{Pu}$	54.5
$^{240}_{94}\text{Pu}$	25.2
$^{241}_{94}\text{Pu}$	8.6
$^{242}_{94}\text{Pu}$	7.9
$^{241}_{95}\text{Am}$	1.3

3.1.2 Modélisation des réflecteurs

3.1.2.1 Motivations

Les réflecteurs sont positionnés autour des assemblages combustibles et permettent de limiter la fuite de neutrons hors de la zone active du cœur. Comme leur nom l'indique, leur fonction consiste à réfléchir les neutrons en fuite vers le cœur, et ce pour deux raisons majeures : d'abord pour favoriser l'absorption de neutrons par fission nucléaire afin de faire perdurer la réaction en chaîne de fission même au niveau des assemblages périphériques, mais aussi pour limiter la fluence de la cuve, qui se définit comme l'énergie reçue par la cuve lorsqu'elle est soumise à un flux neutronique. La cuve étant un élément non remplacé dans la vie d'une chaudière, et cette dernière étant exploitée pendant une cinquantaine d'années, limiter l'irradiation de la cuve est une préoccupation importante dans la conception d'un réacteur nucléaire.

Cependant, la modélisation numérique d'un réflecteur est complexe de par la nature même de celui-ci. En effet, c'est un élément composé la plupart du temps de couches successives d'eau et

d'acier³ ayant des propriétés neutroniques très différentes entre eux. En particulier, l'acier est un matériau surtout propice à la capture des neutrons alors que l'eau, comme nous l'avons énoncé aux chapitres précédents, est surtout impliquée dans la diffusion anisotrope des neutrons (c'est-à-dire un ralentissement des neutrons généralement accompagné d'une déviation de leur trajectoire incidente). D'une manière générale, les zones d'hétérogénéité posent deux problèmes : d'abord, elles sont difficiles voire impossibles à modéliser de manière exacte au sein d'un calcul de cœur à cause de la nécessité d'avoir un maillage structuré conforme; ensuite, en prolongement de cette première raison, elles nécessitent de considérer un maillage spatial et énergétique très fins pour rendre compte des variations du flux neutronique attendues lorsqu'un neutron passe d'un matériau à l'autre (à l'image du cas évoqué auparavant d'assemblages UOX et MOX mitoyens). Comme le souligne [San10, chap. I, part. , §7], si les calculs d'assemblages en milieu infini aboutissent à l'obtention d'un mélange homogène rendant compte des taux de réaction d'absorption et de diffusion au sein de la zone active du cœur, l'enjeu du calcul des réflecteurs est de rendre compte de la manière dont s'atténue le flux neutronique au gré des interfaces d'acier et d'eau. L'idée est donc de représenter les effets neutroniques des réflecteurs par un jeu de constantes réflecteurs équivalentes aux sections efficaces réelles du système. Ces constantes donnent une indication claire de l'atténuation du flux au fur et à mesure de la fuite des neutrons hors de la zone active. Nous décrivons ci-dessous la méthode qui permet de les obtenir.

3.1.2.2 Principe

Nous donnons ici un aperçu de la méthode BETA généralisée [J507] sur laquelle repose notre travail de modélisation des assemblages réflecteurs homogènes de notre cœur. C'est une méthode éprouvée au CEA et dont le lecteur trouvera des analyses exhaustives dans [Ric99, San10].

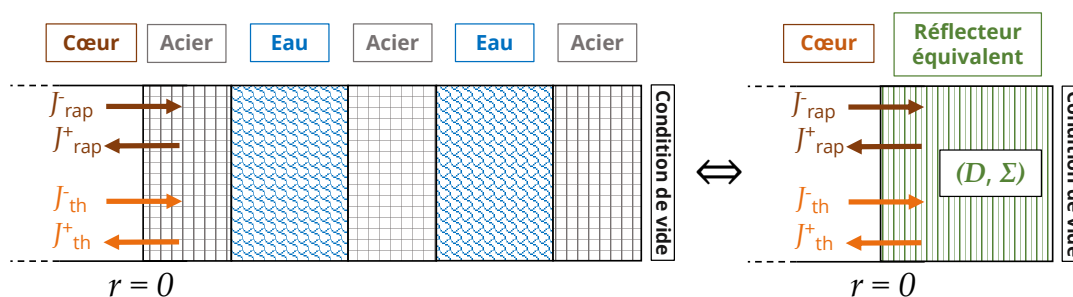


Figure 3.7 – Schéma de la traverse 1D de la méthode BETA : les constantes du réflecteur homogène (à droite) contenues dans les matrices D et Σ sont obtenues par conservation des conditions d'albédo par rapport à un calcul de référence mené sur la géométrie réelle (à gauche).

Plaçons-nous dans le cadre de la théorie de la diffusion à deux groupes d'énergie (rapide et thermique) et considérons un réflecteur typique de REP, c'est-à-dire constitué d'une succession de couches d'acier et d'eau (figure 3.7, à gauche). Tout l'enjeu de la modélisation des réflecteurs est de pouvoir calculer précisément la matrice d'albédo à la frontière entre la zone fissile et la zone réflectrice (définition 1.1).

Définition 1.1: matrice d'albédo et coefficients d'albédo

Soit une traverse 1D composée d'une zone fissile accolée à un réflecteur hétérogène (figure

3. Les réflecteurs de réacteurs nucléaires, à usage civil ou expérimental, ne suivent pas nécessairement cette géométrie particulière. Dans le cadre d'un cœur prévu pour des usages militaires, il est prévu de réfléchir les neutrons au moyen de réflecteurs d'uranium appauvri (fissionnable par des neutrons rapides) pour envelopper une ogive nucléaire, ou encore au moyen de béryllium pour la tête de l'ogive.

3.7, à gauche). En reprenant les notations du schéma, la matrice d'albédo β est telle que :

$$\beta = \begin{pmatrix} \beta_{\text{rap} \leftarrow \text{rap}} & 0 \\ \beta_{\text{th} \leftarrow \text{rap}} & \beta_{\text{th} \leftarrow \text{th}} \end{pmatrix} \quad \text{de sorte que} \quad J^+ = \beta J^- \quad (\text{condition d'albédo}) \quad (3.1)$$

où $J^+ = (J_{\text{rap}}^+, J_{\text{th}}^+)^T$ et $J^- = (J_{\text{rap}}^-, J_{\text{th}}^-)^T$ les vecteurs colonnes de courant sortants et entrants du réflecteur respectivement. Les coefficients d'albédos $\beta_{\text{rap} \leftarrow \text{rap}}$, $\beta_{\text{th} \leftarrow \text{rap}}$ et $\beta_{\text{th} \leftarrow \text{th}}$ sont tels que :

$$\beta_{\text{rap} \leftarrow \text{rap}} = \frac{J_{\text{rap}}^+}{J_{\text{rap}}^-}, \quad \beta_{\text{th} \leftarrow \text{rap}} = \frac{J_{\text{th}}^+}{J_{\text{rap}}^-}, \quad \text{et} \quad \beta_{\text{th} \leftarrow \text{th}} = \frac{J_{\text{th}}^+}{J_{\text{th}}^-}. \quad (3.2)$$

La présence du terme 0 dans la matrice d'albédo est due au fait que nous ne considérons pas d'upscattering (conformément à notre hypothèse énoncée dans le paragraphe 2.1.3.1).

En conditions stationnaires la matrice d'albédo (3.1) est constante. Pour autant, la présence de nombreuses zones hétérogènes séparant des milieux aux propriétés neutroniques très différentes en font un objet mathématique complexe à calculer, pour des raisons ayant trait aux méthodes numériques déterministes usuelles appliquées à la physique des réacteurs. Les premiers calculs de réflecteurs conduits au CEA prévoyaient l'utilisation de codes de neutronique stochastiques comme TRIPOLI4® pour calculer la matrice d'albédo, une procédure trop lourde en terme de temps de calcul pour être déployée sur des schémas de calcul à usage industriel. La méthode BETA généralisée propose de s'affranchir d'un tel calcul par simplification de la géométrie réelle du système en un système à deux zones homogènes dont les coefficients d'albédos permettent la conservation des densités de courant neutroniques. Comme le montre la figure 3.7 (à droite), résoudre le problème du réflecteur équivalent consiste donc à estimer le jeu de variables du réflecteur homogène fictif $(D_{\text{rap}}, D_{\text{th}}, \Sigma_{a_{\text{rap}}}, \Sigma_{a_{\text{th}}}, \Sigma_{s_{\text{th} \leftarrow \text{rap}}})$ tel que la condition d'albédo (3.1) soit respectée à l'interface cœur/réflecteur. Le calcul est mené itérativement en résolvant le système multi-groupe couplé (2.10) dans lequel on aura injecté les cinq paramètres du réflecteur homogène. Il faut noter que la dernière méthode BETA généralisée en date a permis l'utilisation du seul et unique code APOLLO2® pour réaliser l'étape de comparaison entre les données homogènes et la matrice d'albédos de référence.

3.1.2.3 Méthode

Soit un réflecteur homogène équivalent semi-infini sur une géométrie unidimensionnelle de type traverse (figure 3.7). Nous souhaitons décrire le comportement des neutrons au sein de ce réflecteur. Dans le cadre des hypothèses de la théorie de la diffusion à deux groupes, cette description aboutit à un système d'équations couplées analogue à (2.10) mais dont le terme de source de neutrons $\nu \Sigma_{f_{\text{th}}} \Psi_{\text{th}}(r)$ est nul, le réflecteur étant ici uniquement composé d'eau et d'acier. Sous une forme matricielle :

$$\mathcal{L}(\Psi)(r) + D^{-1} \Sigma \Psi(r) = \mathbf{O}_{2 \times 1} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} \mathcal{L} & := \text{opérateur laplacien} \\ D^{-1} & = \text{diag}\left(\frac{1}{D_{\text{rap}}}, \frac{1}{D_{\text{th}}}\right) := \text{matrice de diffusion} \\ \Sigma & = \begin{pmatrix} -(\Sigma_{a_{\text{rap}}} + \Sigma_{s_{\text{th} \leftarrow \text{rap}}}) & 0 \\ \Sigma_{s_{\text{th} \leftarrow \text{rap}}} & -\Sigma_{a_{\text{th}}} \end{pmatrix} := \text{matrice de disparition} \\ \mathbf{O}_{2 \times 1} & = (0, 0)^T \end{cases} \quad (3.3)$$

avec $\Psi(r) = (\Psi_{\text{rap}}(r), \Psi_{\text{th}}(r))^T$ comme vecteur colonne inconnu et sachant que la matrice D est bien inversible car elle est diagonale à coefficients non nuls. On devine ici un problème à valeurs propres en cherchant comme solution de cette équation les vecteurs propres associés à la matrice $D^{-1} \Sigma$. La solution générale de cette équation est de la forme :

$$\Psi(r) = A f(r) \quad (3.4)$$

où :

- A est une matrice carrée à coefficients constants;
- $f(r) = (f_{rap}, f_{th})^T$ contient les fonctions propres du Laplacien solutions du système :

$$\Delta f = \Lambda^2 f \iff \begin{cases} \Delta f_{rap} - \lambda_{rap}^2 f_{rap} = 0 \\ \Delta f_{th} - \lambda_{th}^2 f_{th} = 0 \end{cases} \quad (3.5)$$

où l'on aura posé $\Lambda^2 = (\lambda_{rap}^2, \lambda_{th}^2)^T$. On reconnaît une équation différentielle d'ordre 2 classique avec f_{rap} et de f_{th} s'écrivant telles que :

$$\begin{cases} f_{rap}(r) = C_{11}e^{-\lambda_{rap}r} + C_{12}e^{\lambda_{rap}r} \\ f_{th}(r) = C_{21}e^{-\lambda_{th}r} + C_{22}e^{\lambda_{th}r} \end{cases} \quad (3.6)$$

On écarte la possibilité que le flux diverge vers $+\infty$ lorsque r est infiniment grand pour des raisons de bon sens physique; on a donc $C_{12} = C_{22} = 0$. Finalement, la solution générale de (3.3) est de la forme :

$$\Psi(r) = A \cdot C \cdot \text{diag}(e^{-\lambda_{rap}r}, e^{-\lambda_{th}r}) \quad \text{avec } C = (C_{11}, C_{21})^T. \quad (3.7)$$

On injecte l'expression (3.4) dans (3.3) :

$$A \cdot \mathcal{L}(f)(r) + D^{-1}\Sigma A f(r) = \mathbf{O}_{2 \times 1} \quad (3.8)$$

qui, en simplifiant par $f(r)$, aboutit à :

$$A\Lambda^2 f(r) + D^{-1}\Sigma A f(r) = \mathbf{O}_{2 \times 1} \iff A\Lambda^2 + D^{-1}\Sigma A = \mathbf{O}_{2 \times 1}. \quad (3.9)$$

Notre objectif est de simplifier cette expression pour faire apparaître les grandeurs que nous souhaitons calculer, à savoir les matrices D et Σ contenant les coefficients nécessaires à la description du réflecteur homogène équivalent. Pour cela, nous devons définir les conditions aux limites du système :

- en $r = 0$ (interface cœur-réflecteur), la condition d'albédo;
- vide en bout de traverse.

La condition d'albédo (3.1) est équivalente à la relation qui découle de la loi de Fick en théorie de la diffusion à deux groupes

$$J^{\text{net}} = M\Psi(r) \quad (3.10)$$

où $J^{\text{net}} = (J_{rap}^+ - J_{rap}^-, J_{th}^+ - J_{th}^-)^T$. Elle donne le courant net d'un groupe en fonction du flux neutronique. La matrice M peut s'exprimer en fonction de β et inversement :

$$M = \frac{1}{2}(\mathbf{I}_2 - \beta)(\mathbf{I}_2 + \beta)^{-1}. \quad (3.11)$$

Il suffit désormais de combiner les expressions précédentes dans (3.9) pour expliciter le calcul des matrices D et Σ . En particulier, il résulte de la loi de Fick à l'interface cœur-réflecteur que :

$$\begin{aligned} J^{\text{net}}(r=0) &= -D\vec{\nabla}(\Psi)(r=0) \\ &= -DA\vec{\nabla}(f)(r=0) \quad \text{avec (3.4)} \\ &= DA\Lambda f(r=0) \quad \text{avec (3.7)} \\ &= DA\Lambda A^{-1}\Psi(r=0) \quad \text{encore avec (3.4)}. \end{aligned} \quad (3.12)$$

On identifie alors grâce à (3.10) que $M = DA\Lambda A^{-1}$. Finalement en reprenant (3.9) :

$$\Sigma = -DA\Lambda^2 A^{-1}$$

$$\begin{aligned}
 &= -DAA \cdot A^{-1}A \cdot \Lambda A^{-1} \\
 &= -DAAA^{-1} \cdot D^{-1}D \cdot AAA^{-1} \\
 &= -MD^{-1}M.
 \end{aligned} \tag{3.13}$$

D'après ce dernier résultat, la connaissance de la matrice d'albédo β seule (et donc de M d'après la relation 3.11), qui serait obtenue depuis un calcul de référence, ne permet pas de calculer à la fois D et Σ . L'idée de la méthode BETA généralisée est d'itérer sur la valeur des coefficients de la matrice D pour calculer Σ tant que l'égalité (3.13) n'est pas respectée en $r = 0$, c'est-à-dire à l'interface cœur - réflecteur. Plus concrètement, les étapes algorithmiques peuvent se résumer de la manière suivante :

1. En premier lieu nous effectuons un calcul d'assemblage en milieu infini classique pour obtenir la mixture équivalente composant la zone fissile de la traverse. Ce calcul est fait par la méthode des caractéristiques sous APOLLO2[®].
2. Vient ensuite le calcul du spectre des neutrons à l'interface cœur-réflecteur. Ce spectre, qui par définition donne la répartition énergétique des neutrons traversant l'interface, permet de modéliser pour la traverse étudiée la source de neutrons équivalente en provenance de l'assemblage périphérique. Cette étape est opérée en utilisant la méthode des ordonnées discrètes (S_N) avec APOLLO2[®] sur une géométrie de traverse dont nous donnons les dimensions dans le graphe suivant.
3. Nous calculons ensuite la matrice d'albédos de référence à l'interface, notée β dans les équations ci-dessus. Nous optons ici pour un calcul à sources avec la méthode S_N d'APOLLO2[®], même si généralement les méthodes Monte Carlo sont privilégiées pour cette étape. La description détaillée de la stratégie de construction de la matrice multi-groupe β est présentée dans [Ric99, chap. II, part. 4, §3].
4. La dernière étape, celle du calcul des constantes réflecteurs équivalentes, est itérative. Plusieurs méthodes sont possibles pour l'initialisation; dans notre cas, nous choisissons celle qui consiste à initialiser une matrice $D^{(0)}$ qui, par la relation (3.13) en prenant dans l'expression de M les albédos de référence, donne les valeurs de la matrice $\Sigma^{(0)}$. Ces deux matrices initialisées caractérisent le réflecteur à une zone homogène; on résout l'équation de la diffusion à deux groupes sur la traverse 1D simplifiées à deux zones (équation 3.3). On en déduit une matrice d'albédos $\beta^{(0)}$, très probablement différente de celle de référence après une première itération. Tant que $\beta^{(n)}$ et $\beta^{(\text{réf.})}$ sont différentes à un critère d'erreur près pour chacun des quatre éléments qu'elles contiennent, nous corrigeons les coefficients de diffusion de la matrice diagonale $D^{(n)}$ à l'aide de la méthode de la sécante (correction proportionnelle à l'erreur) pour obtenir les matrices $D^{(n+1)}$ puis $\Sigma^{(n+1)}$, et reproduire la boucle de calcul jusqu'à convergence ou jusqu'à un plafond d'itérations fixé.

3.1.2.4 Application aux réflecteurs des réacteurs P4/P'4 et CPY

Les figures 3.8 et 3.9 donnent les géométries de traverse 1D utilisée pour le calcul des constantes du réflecteur homogène équivalent à l'aide de la méthode BETA généralisée décrite précédemment.

Le cœur est en fait enveloppé de trois réflecteurs : un réflecteur radial tout autour de la zone fissile, et deux réflecteurs axiaux en haut et en bas. Selon le réflecteur modélisé, la traverse 1D change du fait que les zones successives à fortes teneur en acier ou en eau n'ont pas la même épaisseur. Notons également que le dimensionnement de la traverse 1D du réacteur P4/P'4 (fig. 3.8) résulte d'hypothèses d'études formulées dans [RR04] dans le cadre d'un travail de rupture tuyauterie vapeur sur le benchmark MSLB⁴ sur une géométrie proche de celle du réacteur américain *Three Mile Island*. Les modèles de réflecteurs que nous retenons (radial et axiaux) ne sont donc probablement pas aux dimensions exactes d'un réacteur P4. De même, faute d'informations dans la littérature en ce qui concerne les réflecteurs d'un réacteur CPY, nous avons choisi de modéliser le réflecteur radial par une seule zone homogène de largeur un peu moindre que celle du réacteur P4/P'4 (50 cm au lieu d'environ 73.8 cm) et de conserver les mêmes traverses de réflecteurs axiaux.

4. **Main Steam Line Break**, c'est-à-dire une étude benchmark portant sur l'accident de rupture d'un tube du générateur de vapeur, laissant s'échapper le fluide primaire dans le circuit secondaire.

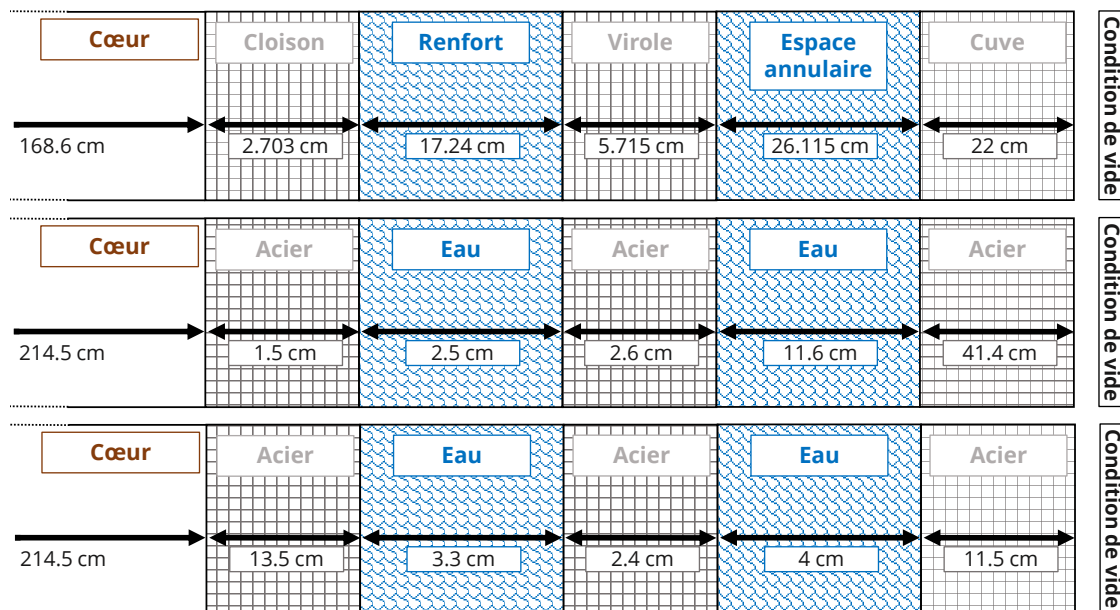


Figure 3.8 – Dimensionnement des traverses 1D modélisées pour le réacteur P4/P4 : réflecteur radial (haut), axial supérieur (milieu) et axial inférieur (bas).

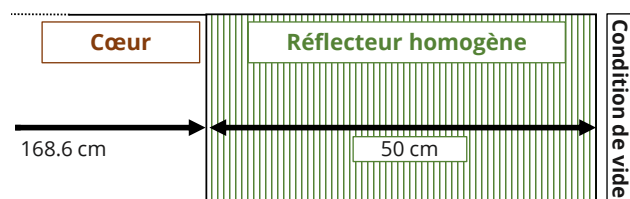


Figure 3.9 – Dimensionnement de la traverse 1D du réflecteur radial pour le réacteur CPY. Les réflecteurs axiaux sont pris égaux à ceux du réacteur P4/P4 (figure 3.8).

Pour des raisons de confidentialité les compositions exactes des zones homogènes composant chacun des réflecteurs ne sont pas reproduites dans ce manuscrit; elle sont reprises de [Men13]. Nous listons cependant la nature générale de ces derniers :

- La région fissile de la traverse 1D est faite d'une mixture homogène calculée depuis un calcul assemblage en milieu infini.
- Pour le réflecteur radial du réacteur P4/P4, la cloison est à teneur majoritaire en acier SS 304L avec une trace d'eau, étant donné que celle-ci est percée de trous d'eau laissant circuler le modérateur. Inversement, le renfort est à forte teneur en eau avec des traces d'acier puisqu'il comprend des structures métalliques sur toute la hauteur du cœur. Enfin, la virole et la cuve sont entièrement faite d'acier 304L alors que l'espace annulaire est uniquement composé d'eau. Pour le réflecteur radial du réacteur CPY, nous avons choisi de représenter la zone homogène fictive par un mélange d'acier 304L et d'eau (précisément 95% d'acier et 5% d'eau, ces valeurs étant hypothétiques faute de littérature disponible sur le sujet). Enfin, pour les réflecteurs axiaux, les deux premières régions les plus proches de la partie fissile du cœur contiennent en plus d'eau et d'acier 304L des traces de Zircaloy Zr-4 puisque qu'un calcul de dilution doit tenir compte des têtes d'assemblages et des grappes de contrôle faites entre autre de ce matériau. Les régions restantes sont chacune composées d'un mélange d'eau et d'acier; sur la figure 3.9 le code couleur représente l'élément majoritaire observé dans ces régions.

3.1.3 Calcul du cycle à l'équilibre avec prise en compte de la remontée du GRT

Les sections efficaces homogénéisées à l'échelle de l'assemblage et condensées à deux groupes permettent d'amorcer les calculs de flux à l'échelle du cœur entier. Ce paragraphe s'attache à présenter les hypothèses de modélisation spécifiques à chacun des réacteurs puis les calculs de cycle à l'équilibre réalisés en tenant compte de la remontée progressive du groupe de régulation de température.

3.1.3.1 Hypothèses de modélisation

Raffinement du maillage axial des cœurs : dans le cadre de cette thèse, le pilotage d'un réacteur nécessitant de connaître le flux neutronique sur toute la hauteur du cœur afin de procéder au calcul de l'axial offset, nous effectuons des calculs 3D. Les descriptions radiales des cartes d'assemblages sont données en figures 3.2 et 3.5 et elles sont extrudées sur une hauteur active fixée distincte selon le type de réacteur (429 cm pour le REP P4/P'4 contre 368 cm pour le REP CPY). Pour des questions de compromis de temps de calcul et de précision sur le calcul du flux, nous choisissons un maillage de cellules axiales raffiné en 30 mailles pour la zone active et en 2 mailles pour la zone des réflecteurs axiaux, soit le même raffinement que dans les travaux [Mun17, Dro20]. Dans les zones d'assemblages barrés, cette approximation implique que le bout d'une barre franchit une frontière axiale du maillage seulement après plusieurs pas d'insertion (environ tous les 8 pas dans le cas d'un réacteur P4/P'4 car $\frac{255}{30} = 8.5$ pas par maille). Le paramètre de barre des sections étant binaire (barré ou non barré), nous optons ici pour la stratégie du calcul par dilution. Dans le cas où le bout d'une barre n'est pas exactement à la frontière d'une maille, le milieu équivalent a pour section d'absorption :

$$\Sigma_{\text{maille}} = \left(1 - \frac{h_{\text{barré}}}{h_{\text{maille}}}\right) \Sigma_{\text{non barré}} + \frac{h_{\text{barré}}}{h_{\text{maille}}} \Sigma_{\text{barré}} \quad (3.14)$$

avec $h_{\text{barré}}$ la hauteur d'insertion de la barre dans la maille concernée (et non la hauteur d'insertion totale de la barre dans le cœur).

Couplage de la neutronique et de la thermohydraulique : le couplage entre les calculs neutronique et la thermohydraulique est assuré par le solveur THEDI[®] actuellement en développement au SERMA [Pat19]. Ce solveur est le successeur de THERMOC[®] qui était employé pour réaliser ce même couplage dans les travaux antérieurs à cette thèse [Mun17, Dro20]. THEDI[®] se veut être un solveur plus précis, plus complet et plus souple que THERMOC[®] au regard non seulement de la méthode de résolution adoptée mais aussi des nombreuses corrélations thermodynamiques qui y sont implémentées. Par exemple, contrairement à THERMOC qui est un modèle à trois équations thermohydrauliques (conservation de la masse liquide, de la quantité de mouvement des particules fluides et de l'énergie interne du système), THEDI[®] résout une équation supplémentaire afin de résoudre les problèmes d'écoulements diphasiques (équation de conservation de la masse de la phase vapeur). Nous ne reviendrons pas ici sur la manière dont THEDI[®] résout la distribution en température depuis la description d'un motif de canal thermohydraulique du cœur ; nous orientons le lecteur vers les références [Mun17, pages 73-75] et [Dro20, page 41] qui décrivent en détails les canaux hydrauliques typiques des réacteurs nucléaires à eau pressurisée ainsi que les équations couplant thermique et thermohydraulique d'un tel solveur.

Nous mentionnons toutefois deux différences notables entre les réacteurs du palier P4/P'4 et ceux du palier CPY ayant trait au calcul des profils de température radial et axial avec THEDI[®]. Non seulement la hauteur active des assemblages du palier CPY est plus petite, mais les lois de conductivité du combustible en fonction de la température effective de celui-ci sont aussi différentes.

- Pour le réacteur P4/P'4 nous optons pour une loi de conductivité de Lucuta à la fois pour les assemblages UO₂ et les assemblages UO₂+Gd dont les pastilles sont à $\tau = 5\%$ de porosité [LMH96, équation 3] :

$$\lambda_{\text{UOx}}(T_{\text{comb}}) = \frac{1 - \tau}{1 + \frac{\tau}{2}} \cdot \left[\frac{1}{0.0375 + 2.165 \cdot 10^{-4} T_{\text{comb}}} + \frac{4.715 \cdot 10^9}{T_{\text{comb}}^2} e^{\frac{-16361}{T_{\text{comb}}}} \right]. \quad (3.15)$$

- Pour les réacteurs CPY en gestion Parité MOX, il existe des assemblages à combustible UOX et d'autres à combustible MOX (figure 3.5). Nous conservons la loi de conductivité de Lucuta pour les assemblages UOX, mais nous utilisons une loi de conductivité tabulée pour les assemblages MOX, qui a été exploitée par exemple dans [Tve07, Pop+00], et qui provient d'études empiriques conduites dans [Phi92, Dur+00] :

$$\lambda_{\text{MOX}}(T_{\text{comb}}) = \frac{1.1579}{2.85 \cdot S_t + 0.035 + [T_{\text{comb}}(2.86 - 7.15 \cdot S_t)10^{-4}]} + \frac{2.3434 \times 10^{11} \cdot e^{-\frac{16350}{T_{\text{comb}}}}}{T_{\text{comb}}^{2.5}} \quad (3.16)$$

avec S_t le rapport stœchiométrique des atomes d'oxygène par rapport aux atomes de métal dans le mélange d'oxyde [VR86]. Signalons que, dans cette loi, nous ne corrigeons pas le terme de référence par les termes adimensionnés dépendant du burnup et de la porosité des pastilles. Ainsi, nous utilisons d'une part la même loi de conductivité pour toutes les cellules MOX du maillage du cœur tout au long du cycle combustible et quel que soit son emplacement; d'autre part, nous nous mettons dans l'hypothèse de pastilles non poreuses.

3.1.3.2 Calcul de cycle

Principe : l'utilisation du simulateur de pilotage développé dans cette thèse s'utilise quel que soit l'avancement du cœur. Lors du premier chargement de combustible tous les assemblages sont dits neufs, étant donné qu'aucun d'entre eux n'a été soumis à une irradiation neutronique au préalable. De cycle en cycle une distribution de burnup autant axiale que radiale se manifeste, ceci étant lié à la distribution du flux neutronique dans le cœur. De manière simplifiée, la distribution du flux dans un cœur de REP est telle qu'un crayon plutôt positionné dans la région centrale du cœur s'usera plus qu'un crayon en périphérie à durée d'irradiation égale.

À chaque rechargement les assemblages sont repositionnés selon un plan de rechargement précis. Ils sont déplacés par familles d'avancement selon une carte préservant généralement une symétrie de huitième de cœur ou *a minima* de quart de cœur (figures 3.2 et 3.5 à droite). Au sein d'une même famille d'assemblage, les opérateurs de rechargement procèdent également à des permutations d'assemblages par zones du cœur : par exemple, dans la carte de rechargement de REP P4/P'4 que nous avons adopté pour les calculs de cycle à l'équilibre, l'assemblage neuf en position E3 dans le quart supérieur droit du cœur est déplacé au rechargement en position P6 dans le quart supérieur gauche, puis en position Q8 pour son dernier cycle⁵. L'objectif de ces manœuvres est la recherche d'une nappe de flux radiale la plus distribuée et donc la plus stable pour préparer le fonctionnement en mode suivi de charge.

En se fixant une carte précise de rechargement combinant les déplacements par familles et les permutations d'assemblages, nous effectuons des calculs de recherche de cycle à l'équilibre avec APOLLO3®. Le principe est simple : tant que la distribution du burnup dans le cœur entre un rechargement et le suivant n'a pas convergé (la différence de burnup est faite maille par maille dans la géométrie numérique du cœur), nous procédons à un calcul d'évolution avec recherche critique de bore sur tout un cycle, le critère de fin de cycle que nous retenons étant une concentration de bore égale à 20 ppm.

Contributions : comme nous l'avons évoqué en section 2.4.3.2 le groupe de régulation de température a une forte capacité d'absorption des neutrons, ce qui en fait un groupe de barres adapté à la correction rapide des écarts au programme en température. L'efficacité du GRT à moduler le flux est dégradée au fur et à mesure de l'avancée dans le cycle. En effet, comme le montre la figure 3.10, la distribution axiale du flux s'aplatit avec une remontée observée aux extrémités or, dans le mode de pilotage G, le GRT est astreint à évoluer dans une bande de manœuvre et est gardé au milieu de cette bande (lorsque c'est possible) pour être en mesure d'être appelé dans le sens de l'insertion ou de l'extraction à tout moment. La bande de manœuvre du GRT est progressivement déplacée vers le haut du cœur à mesure que le combustible s'use pour palier à l'effet de diminution

5. Nous invitons le lecteur à se référer à [Ker08, chap. III, part. 2, §2] pour d'autres exemples usuels de permutations d'assemblages pour les réacteurs de 900 MWe.

de l'efficacité différentielle des barres (le cœur est plus irradié au centre qu'aux extrémités donc il s'y use plus rapidement).

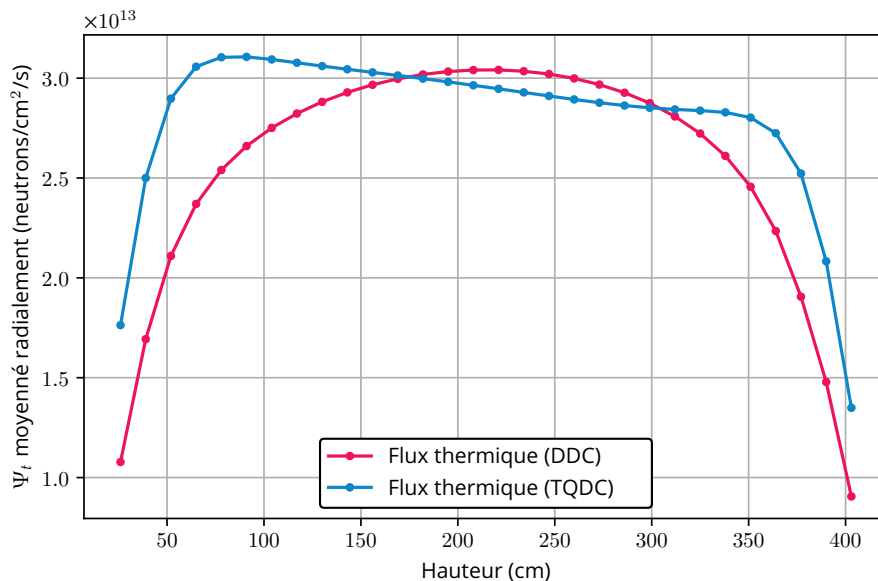


Figure 3.10 – Distributions axiales du flux neutronique thermique en fonction de la hauteur pour un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES en début de cycle (DDC) et en trois quarts de cycle (TQDC).

En définitive, nous retiendrons pour les calculs de cycle à l'équilibre un déplacement de la bande de manœuvre dans le sens de l'extraction linéaire avec le burnup. La position du centre de la bande de manœuvre dans le cœur, notée, h_b est telle que (l'unité de $jepp$ correspond au fonctionnement en jours équivalents pleine puissance) :

$$h_b(jepp) = h_b(0) + 0.04 \cdot jepp. \quad (3.17)$$

Conformément à la relation (3.17), le tableau 3.2 fournit la position du centre de la bande de manœuvre du GRT au rechargement et en fin de cycle en pas extraits du cœur. Notons que les valeurs du burnup en fin de cycle présentées dans la première colonne sont celles obtenues lorsque le calcul de cycle renvoie une distribution convergée de la distribution du burnup entre deux rechargements successifs. On compare ces valeurs à celles disponibles dans la littérature [Ker08] (REP P4/P4 en gestion GEMMES) et [Wae09] (REP CPY en gestion Parité MOX) dans la table 3.2. Les résultats montrent que la prise en compte de la présence du GRT influence peu le taux de combustion moyen des réacteurs et donc par extension la durée d'un cycle, et ce quelle que soit la technologie de réacteur. Les erreurs relatives simulations-références étant du même ordre de grandeur, elles rendent plutôt compte d'une modélisation des cœurs satisfaisante du point de vue de leur composition et de leur géométrie plutôt que de trancher sur la pertinence de considérer l'insertion du GRT (ou d'autres barres) lors d'un calcul de cycle à l'équilibre.

Précisons que nous aurions tort de sur-interpréter les valeurs d'erreurs relatives calculées, pour la bonne raison que la valeur du milieu de la bande de manœuvre du GRT n'est pas explicitement diffusée publiquement dans la littérature. En pratique, la bande de manœuvre doit être choisie telle que l'efficacité différentielle du GRT soit au minimum de 2.5 pcm/pas, sa position peut donc varier d'une campagne ou même d'un cycle combustible à l'autre en fonction de l'historique de fonctionnement du réacteur. Dans le but de mener des études comparatives entre notre simulateur et le logiciel EasyREP®, nous avons souhaité accorder la valeur de la bande de manœuvre avec celle proposée en [Gra14, figure 4.12] qui présente la position recommandée pour un réacteur P4/P4 en gestion GEMMES : elle vaut 231 pas extraits en début de cycle, et est remontée de 4 pas tous les quarts de cycle supplémentaires réalisés.

6. La valeur du burnup est la moyenne du burnup des cellules composant la partie combustible de la géométrie du cœur.

Table 3.2 – Résultats du calcul de cycle à l'équilibre : burnup en fin de cycle ⁶ et position correspondante du centre de la bande de manœuvre du GRT en cas de présence des barres du groupe dans le réacteur.

Burnup en fin de cycle	Erreur relative à la référence	$h_b(\text{jepp})$
P4/P'4 (référence [Ker08, table 2.6])		
0 → 402.28 jepp	1.84% (GRT extrait)	260 → 260 pas extraits
0 → 399.14 jepp	1.05% (remontée du GRT)	197 → 212 pas extraits
0 → 399.25 jepp	1.08% (remontée du GRT + SB insérés)	197 → 212 pas extraits
CPY (référence [Wae09, page 9])		
0 → 286.03 jepp	2.15% (GRT extrait)	230 → 230 pas extraits
0 → 281.95 jepp	0.70% (remontée du GRT)	174 → 185 pas extraits

3.1.3.3 Comparaison des coefficients modérateur entre les deux types de réacteurs

On présente ci-dessous la valeur du coefficient modérateur α_{CTM} pour un réacteur à eau pressurisée de 1300 MW en gestion GEMMES et de 900 MW en gestion Parité MOX. Les calculs ont été obtenus avec APOLLO3[®] dans le cadre d'un calcul cinétique en faisant varier la température du modérateur. Nous donnons les courbes pour différents avancements dans le cycle, ce qui permet d'observer l'influence de la concentration en bore sur α_{CTM} . La contre-réaction du modérateur est plus prononcée dans le cas du MOX; en effet, l'utilisation d'un combustible moxé tend à diminuer le facteur de multiplication infini du cœur du fait de la présence des isotopes ^{239}Pu et ^{241}Pu dont la section efficace d'absorption est plus élevée que celles des isotopes de l'uranium dans le domaine épithermique [Alz+21, RSZ16, YB09, Ber99].

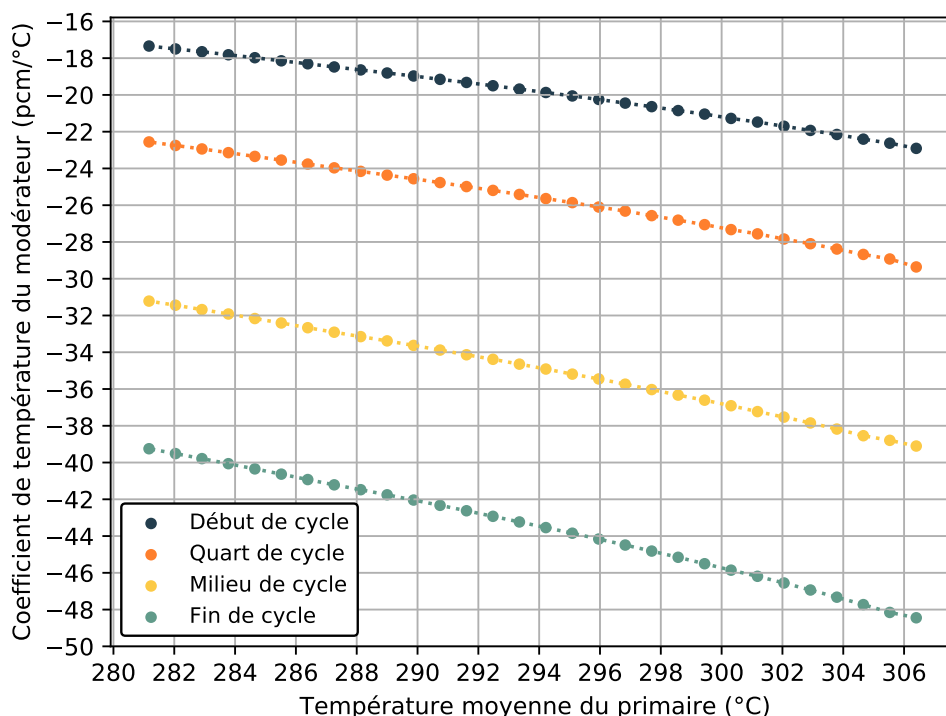


Figure 3.11 – Coefficient α_{CTM} en fonction de la température de l'eau du circuit primaire pour un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES à différents burnup (calculs APOLLO3[®]).

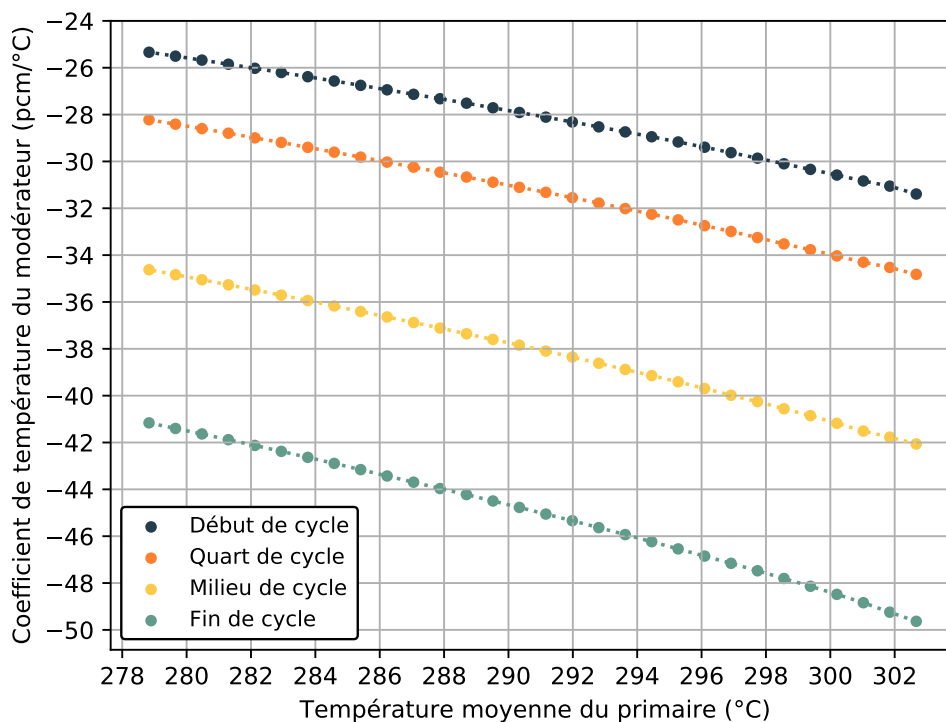


Figure 3.12 – Coefficient α_{CTM} en fonction de la température de l'eau du circuit primaire pour un réacteur de 900 MW en gestion Parité MOX à différents burnup (calculs APOLLO3®).

3.2 Développement de l'opérateur de pilotage fictif ALGO

Comme nous l'avons évoqué en partie 2.3, un opérateur doit piloter le réacteur en respectant deux critères :

- garantir le respect des marges de sûreté en matière de déstabilisation axiale de la puissance, pour conserver la tenue des gaines combustible face au risque de rupture accru par IPG-CSC accru lors de la remontée en puissance. Comme le montre la figure 2.6, le point de fonctionnement du réacteur doit systématiquement évoluer proche de la droite de référence (verte) caractérisant un transitoire à axial offset constant.
- Suivre le programme en température du circuit primaire pour maximiser le rendement de la tranche. Le programme des réacteurs du palier P4/P'4 est montré en figure 2.15; celui des réacteurs du palier CPY pilotés en mode G suit globalement le même profil.

3.2.1 Asservissement du groupe de compensation de puissance

Le réacteur en production (*ie.* raccordé au réseau) fonctionne en mode turbine prioritaire. Les étapes d'une baisse de charge sont sensiblement les mêmes que celles de la dynamique libre énoncées au paragraphe 2.4.2. Le lecteur attentif s'apercevra alors que la dynamique d'évolution de la température du primaire en dynamique libre est contraire à celle prévue par le programme en température, puisque une baisse de charge a tendance à provoquer une hausse de la température moyenne par effet de contre-réaction du modérateur. Étant donné que toute variation de réactivité indique un déséquilibre entre la puissance produite par le cœur et celle extraite des générateurs de vapeur, on en déduit que la température moyenne du primaire est invariable si et seulement si l'opérateur s'assure que la puissance produite par le cœur diminue exactement en même temps que la puissance extraite au circuit secondaire. De manière analogue, l'opérateur peut s'assurer du bon respect du programme en température en anticipant la variation de la puissance cœur par rapport par la puissance du secondaire : il peut ainsi suivre n'importe quel programme en température. Par conséquent, toute baisse de charge significative doit s'accompagner d'une insertion

préventive d'antiréactivité dans le cœur pour pallier les effets de densité du modérateur : c'est le rôle du groupe de compensation de puissance.

Bien que l'opérateur connaisse les courbes d'efficacité différentielle du groupe de compensation de puissance (GCP, figure 3.14), cet ajustement de la réactivité est complexe à réaliser manuellement ; l'opérateur dispose d'une abaque appelée courbe G3 qui donne la valeur du totalisateur du GCP pour compenser - en théorie exactement si le calibrage est idéal - la variation de réactivité induite par la variation de puissance envisagée. Nous en présentons un exemple sur la figure 3.13 : on observe que le GCP est de plus en plus inséré à mesure que le combustible s'épuise, c'est-à-dire au fur et à mesure de son cycle sous irradiation. Pour une même valeur de puissance minimale atteinte (30% de la puissance électrique nominale), on observe un écart d'environ 50 pas d'insertion du GCP entre la début et les trois quarts du cycle. On distingue nettement l'insertion du groupe G2 du GCP pour un totalisateur valant 200 pas insérés pour tous les épuisements, alors que l'insertion de N1 n'est visible qu'à partir de 360 pas environ pour un cœur en milieu de cycle ou au-delà. En effet, les coefficients de contre-réaction du modérateur évoluant avec le burnup (cf. figure 3.11), la compensation des défauts de puissance évolue avec l'usure du cœur. Ce décalage de la courbe G3 avec le burnup justifie qu'elle soit mise à jour tous les deux mois, en pratique, à l'occasion des essais appelés EP-RGL4. La simulation numérique de cet essai à l'aide d'APOLLO3[®] a été décrit de manière exhaustive dans [Dro20, chap. III, part. 2, §1] ; il consiste simplement à réaliser des calculs de flux critique en prenant comme paramètre critique le totalisateur du GCP (équation 2.5) pour des puissances produites par le cœur dégressives (de 100% PN à 30% PN). Dans la mesure où les mouvements du GCP sont asservis à la puissance électrique du réacteur, un GCP pourvu de son abaque G3 parfaitement calibrée apporte une aide automatique au pilotage, dans la mesure où l'opérateur peut se focaliser sur le suivi du programme en température avec plus de facilité ; si l'abaque est idéale, cela se traduit par une immobilité du groupe de régulation de température (GRT) au cours d'une rampe de puissance.

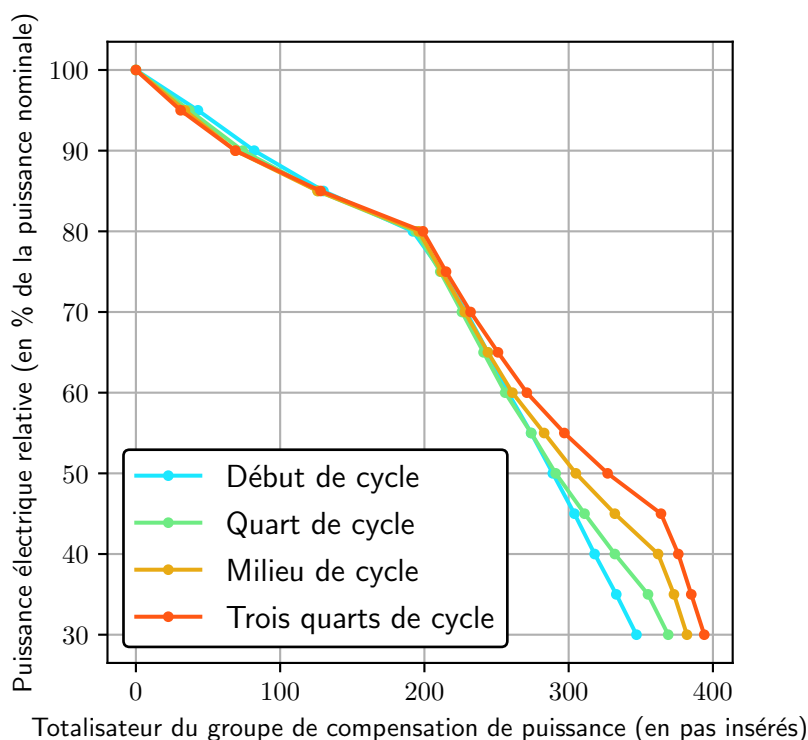


Figure 3.13 – Courbes G3 donnant la valeur du totalisateur du GCP (en pas insérés) en fonction de la puissance électrique relative du réacteur. Chaque couleur correspond à un épuisement du combustible du réacteur.

Les figures 3.14 d'efficacité différentielle et intégrale obtenues par plongée des groupes de barres dans le cœur montrent que les barres sont plus efficaces au fur et à mesure que le combustible est usé. En effet, d'après l'équation (2.11), produire la même puissance thermique pour des burnups avancés plutôt qu'en début de cycle nécessite un nombre de fissions équivalent, autrement dit une conservation du taux de fission R_v ; l'équation est respectée si et seulement si le flux neutronique Ψ compense la diminution de la section efficace macroscopique de fission au sein du cœur, elle-même liée à la diminution progressive du nombre de noyaux fissiles dans le combustible. Par conséquent, la hausse du flux dans le cœur augmente le « poids neutronique » des barres avec l'avancée dans le cycle ⁷. On note également sur les figures un léger déplacement de la courbe d'efficacité différentielle du GRT vers les petites valeurs de totalisateur, autrement dit vers le haut du cœur : cette observation corrobore nos remarques du paragraphe 3.1.3.2 en ce qui concerne l'aplatissement progressif du profil d'irradiation à mesure que le combustible s'use. Notons enfin que le bruit observé sur ces courbes est lié à l'utilisation du modèle de dilution des mailles (cf. paragraphe 3.1.3.1) alors qu'en réalité l'efficacité différentielle des barres est lisse.

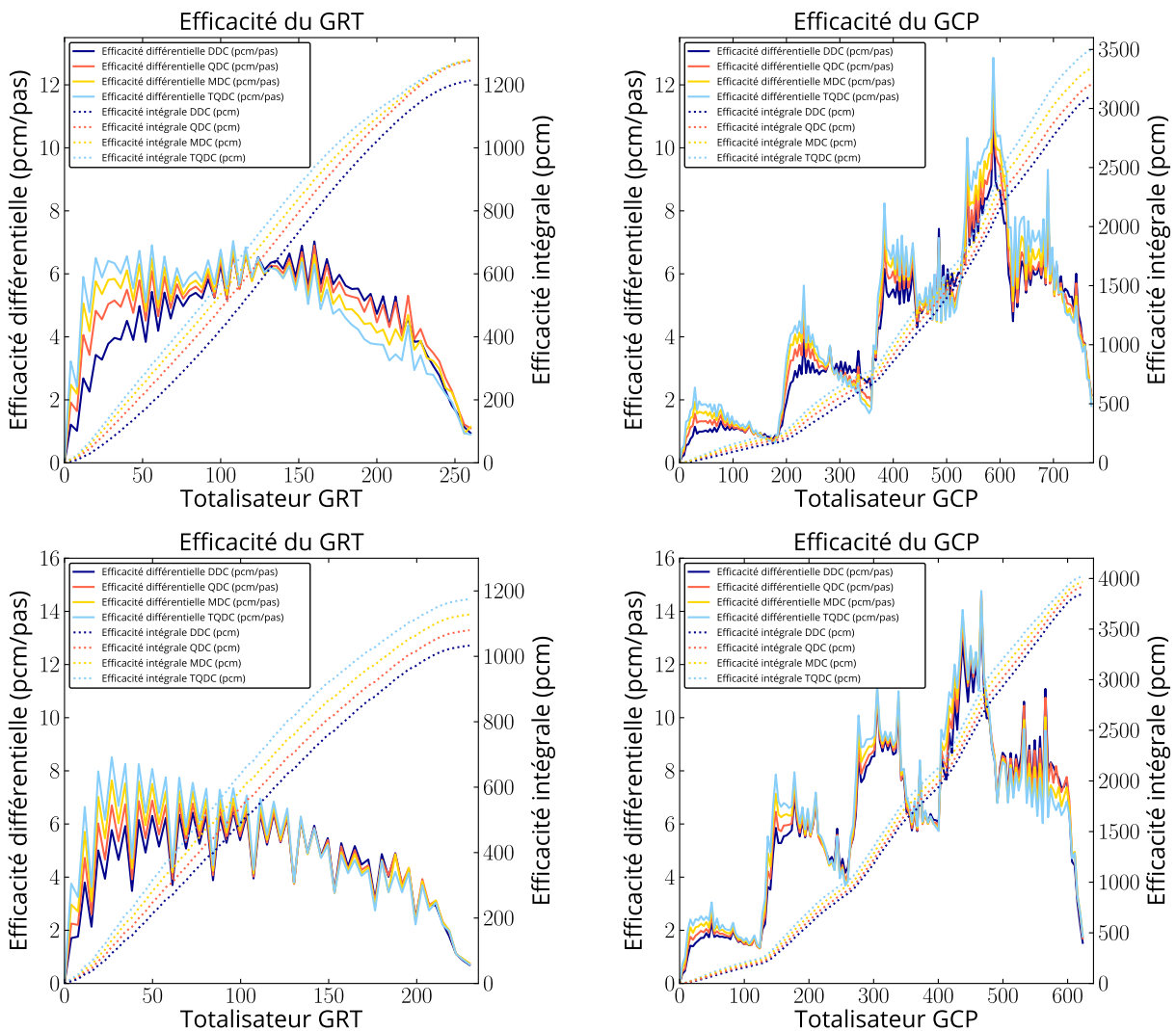


Figure 3.14 – Courbes d'efficacité différentielle et intégrale du GRT (colonne de gauche) et du GCP (colonne de droite) des réacteurs P4/P4 (en haut) et CPY (en bas) en fonction du burnup.

7. Les éléments absorbants des barres s'usent et doivent être changé régulièrement pour maintenir un vecteur isotopique d'éléments absorbants suffisants pour garder un contrôle optimal de la réactivité du cœur. Cependant cette usure ne devient significative qu'après une dizaine d'années de service; ce n'est donc pas un effet auquel nous porterons de l'intérêt dans cette thèse.

3.2.2 Mouvements du GRT

Dans des conditions standards de fonctionnement le GRT évolue dans une bande de manœuvre de 27 pas autour d'une position appelée « milieu de la bande de manœuvre ». Son poids neutronique plus élevé que les barres grises du GCP permette de corriger les écarts en température de manière fine en insérant ou en extrayant les barres au bon vouloir de l'opérateur. L'opérateur décide de mouvoir le GRT en suivant le raisonnement suivant :

- si l'eau du circuit primaire est plus chaude que ce que prévoit le programme en température (cf. figure 2.15) alors cela signifie que la puissance produite par le cœur excède celle extraite aux générateurs de vapeur. Il faut donc insérer de l'antiréactivité dans le cœur, ce à quoi procède l'opérateur en insérant de quelques pas le GRT.
- Un raisonnement analogue conduit à l'opération inverse en cas d'eau trop froide : on extrait les barres du GRT pour augmenter la réactivité du cœur et laisser la puissance cœur rattraper l'écart avec la puissance extraite au secondaire.

Pour résumer la gestion du GRT suit la règle suivante : l'opérateur l'extrait pour réchauffer le primaire et il l'insère pour le refroidir. Dans un réacteur nucléaire P4/P'4, il existe une bande morte de ± 0.8 °C autour de la température de référence dans laquelle l'opérateur n'a pas besoin d'amorcer de correction particulière. De plus, la vitesse de mouvement des barres du GRT dépend de l'écart entre la température moyenne de l'eau primaire et la référence du programme. On autorise ainsi le GRT à se mouvoir plus rapidement s'il doit corriger un écart en température significatif. Ce paramétrage est décrit ci-dessous.

$$\begin{aligned}
 &\text{Si } |T_m - T_{m,\text{réf}}| \leq 0.8 : v_{GRT} = 0 \text{ pas/minute.} \\
 &\text{Si } 0.8 < |T_m - T_{m,\text{réf}}| \leq 1.7 : v_{GRT} = 8 \text{ pas/minute.} \\
 &\text{Si } 1.7 < |T_m - T_{m,\text{réf}}| \leq 2.8 : v_{GRT} = 58.2|T_m - T_{m,\text{réf}}| - 90.9 \text{ pas/minute.} \\
 &\text{Si } 2.8 < |T_m - T_{m,\text{réf}}| : v_{GRT} = 72 \text{ pas/minute, la vitesse maximale autorisée.} \quad (3.18)
 \end{aligned}$$

3.2.3 Schéma de résolution général

Les actions de l'opérateur de pilotage fictif suivent une logique d'évolution de type « causes à effets » en fonction des phénomènes physiques induits par une variation de charge (contre-réactions neutroniques, échanges thermiques avec le secondaire, ...). La structure générale de la boucle de calcul reprend certains développements conduits par Drouet dans sa thèse [Dro20] : nous faisons ci-dessous une revue du schéma en signalant en gras les étapes de développements que nous lui avons adjointes dans le cadre de cette thèse.

1. Bloc *Input* : la réalisation d'un transitoire de puissance commence par la définition de la consigne de puissance électrique en fonction du temps; on la discrétise temporellement afin d'obtenir le nombre d'itérations sur la boucle de calcul de la figure 3.15.
2. Bloc *Mise à jour (MENDEL)* : la variation de puissance produite dans le cœur se traduit par une variation du flux neutronique. L'équilibre des poisons neutroniques, le xénon en tête, est perturbé; on met donc à jour leur concentration dans le cœur grâce à l'appel du solveur MENDEL [Lah+14] en charge de résoudre les équations de Bateman pour suivre l'évolution de la concentration des poisons.
3. Bloc *Lecture courbe G3* : à chaque pas de temps, conformément à notre raisonnement dans 3.2.1, l'insertion du GCP permet d'ajuster la puissance produite par le cœur afin d'anticiper la rupture de l'équilibre entre puissance produite au primaire et puissance extraite aux générateurs de vapeur.
4. Bloc *Pilote fictif* : si besoin, l'opérateur fictif procède ensuite aux ajustements de la concentration en bore et de la côte du GRT. Dans le cadre de cette thèse, nous avons repris une toute nouvelle approche de modélisation du pilote fictif par rapport au schéma de calcul existant, qui a permis d'améliorer le contrôle du réacteur nucléaire.
5. Blocs *Calcul statique* à la fin de la boucle : le schéma de calcul se termine par le couplage des trois circuits de la centrale. D'abord, la délivrance de la puissance électrique de consigne n'est

possible qu'en détendant la bonne quantité de vapeur au sein des turbines. La modélisation du cycle de Hirn (cycle de Rankine avec de la vapeur surchauffée) typique d'une centrale REP française permet d'itérer sur ce débit de vapeur jusqu'à convergence entre la puissance électrique nette qui en découle avec la puissance électrique nette de consigne. C'est la deuxième contribution majeure de ce travail de thèse, qui est décrit avec détails au chapitre 4 : la modélisation de la boucle système complète permet un calcul en ligne du rendement de la centrale et donne l'accès aux rejets thermiques du réacteur nucléaire (*ie.* chaleur cédée à l'eau de la source froide qui est restituée à l'environnement). Le débit de vapeur appelé aux turbines permet de calculer la nouvelle puissance extraite aux générateurs de vapeur (là encore, ce schéma itératif nécessitant de considérer la boucle système, nous le décrivons dans le chapitre suivant). Si la puissance cœur et celle extraite aux générateurs de vapeur sont en déséquilibre, les échanges thermiques entre le circuit primaire et le secondaire sont perturbés. Dans le cas où la chaleur échangée est croissante (augmentation de la puissance extraite aux générateurs de vapeur) alors le secondaire récupère plus de chaleur issue de l'eau primaire ; il en résulte que l'eau du primaire est réinjectée plus froide en bas du cœur (on fait l'hypothèse de non perte de charge ni de chaleur lors du transit de l'eau au sein de la branche froide). Cette variation de température au pied du cœur le déstabilise. Nous procédons donc, finalement, à un calcul de cinétique 2.1.4 avec APOLLO3® jusqu'à stabilisation de la réactivité du cœur ainsi que de ses profils axiaux de température et d'axial offset.

Le schéma de calcul se termine après la finalisation de l'étape de couplage entre le circuit primaire et le circuit secondaire.

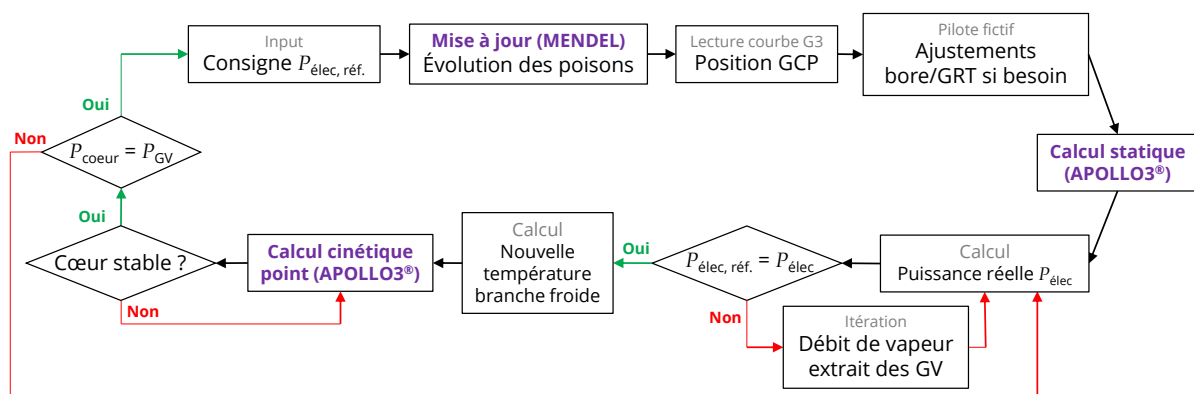


Figure 3.15 – Schéma bloc de l'algorithme de simulation d'une variation de puissance.

3.2.4 Pilote ALGO (APOLLO3® Load-following G mode Operator)

Cette thèse a fait l'objet du développement d'un nouvel opérateur fictif de pilotage baptisé ALGO - APOLLO3® Load-following G mode Operator - permettant la conduite d'un transitoire de suivi de charge. Cet outil a vocation à simuler un opérateur omniscient ayant connaissance à tout instant de l'état exact du cœur et de l'efficacité différentielle des groupes de barres absorbantes ainsi que du bore. Ainsi, l'algorithme de pilotage repose essentiellement sur la résolution de l'équation de Boltzmann critique en ajustant, selon l'étape considérée, la position du GRT ou la concentration en bore dans le primaire.

3.2.4.1 Présentation de l'opérateur

L'opérateur ALGO, appelé au bloc *Pilote fictif* juste après la mise à jour de la concentration des poisons dans le cœur (*cf.* figure 3.15), est présenté sur le schéma bloc de la figure 3.16. Nous énonçons ci-dessous quelques notations adoptées pour sa définition.

- T_m^t et $T_{m,réf}^t$ se rapportent respectivement à la température moyenne réelle de l'eau du circuit primaire mesurée à l'instant t et à celle prévue par le programme au même moment.

- ϵ_{T_m} est l'épaisseur de la bande morte dans laquelle on considère que les écarts en température ne sont pas assez prononcés pour déclencher un mouvement du GRT.
- $\Delta I^t = I^t - I_{\text{réf}}^t$ est l'écart de l'intégrale de l'axial offset par rapport à la droite de référence, c'est-à-dire la distance entre le point de fonctionnement et la droite verte pleine à l'instant t selon l'axe horizontal dans le diagramme de pilotage (figure 2.6).
- ϵ_I est la bande autorisée d'évolution de ΔI . On la fixe arbitrairement à $\pm 5\%$ à l'instar des marges du mode A, bien qu'en mode G seul un franchissement de la limite droite du diagramme de pilotage soit prohibé. On calquera par ailleurs la conduite de notre réacteur CPY sur celle du réacteur P4/P'4, de sorte que les opérateurs partagent les mêmes contraintes en stabilité de puissance et sur le programme en température.
- L_{tot} est l'extrémité de la frontière basse d'insertion du GRT exprimée en pas.
- R^t est la valeur du totalisateur du GRT dans le cœur exprimée en pas d'insertion à l'instant t .
- ρ_{Xe}^t est l'antiréactivité apportée dans le cœur par le xénon à l'instant t .

3.2.4.2 Exemple d'utilisation sur un transitoire de suivi de charge quelconque

Nous analysons ici le comportement d'ALGO lors de la réalisation d'un transitoire de suivi de charge sur un réacteur P4/P'4. Le réacteur est ici en milieu de cycle (soit environ 200 jepp d'irradiation) et on effectue un transitoire de puissance de type créneau tel que :

- le réacteur est initialement en régime de base, c'est-à-dire qu'il produit 100% de sa puissance nominale (abrégé en 100% PN dans la suite);
- une rampe de puissance de -5% PN/min est initiée jusqu'à atteindre un palier bas à 30% PN;
- la production reste stable à 30% PN pendant 6 heures;
- au bout de 6 heures le réacteur revient en régime de base avec une rampe de puissance ascendante de 5% PN/min;
- le réacteur reste 6 heures en base, le temps d'atteindre le creux de concentration xénon dans le cœur.

Le transitoire commence par une rampe de puissance décroissante et donc par l'insertion du GCP. Le flux neutronique est repoussé vers le bas du cœur, ce qui provoque une diminution soudaine et significative du déséquilibre axial de puissance (on atteint dans un premier temps environ -7.5% d'après la figure 3.17). Toujours dans la rampe de puissance, nous observons sur cette même figure une évolution en dent de scie de l'axial offset, jusqu'à $t \approx 20$ minutes. Ce phénomène s'explique par deux effets physiques opposés :

- d'une part, la baisse de puissance est propice à une hausse de l'axial offset de puissance. En effet, comme nous l'avons expliqué au paragraphe 2.3.2, la moitié haute du cœur se refroidit alors que la moitié basse se réchauffe; l'effet de contre-réaction du modérateur étant tel que les variations de réactivité s'opposent à celles de la température, le taux de fissions augmente en moitié haute et diminue en moitié basse.
- D'autre part, l'insertion du GCP tend à pousser le flux vers le bas du cœur, ce qui compense l'effet de basculement du flux lié à la contre-réaction du modérateur. Cependant, comme le montre la figure 3.14 (haut à droite, courbe jaune), l'efficacité différentielle du groupe G1 n'est pas constante et même diminue à partir d'environ 40 pas insérés. Il en résulte que l'effet de redistribution de puissance vers le haut du cœur prend progressivement le pas sur la poussée du flux vers le bas par insertion des barres, phénomène qui s'arrête dès que le groupe G2 commence à s'insérer.

La figure 3.17 montre que le GRT est inséré de 4 pas pendant la rampe (le totalisateur passe de 10 à 14 pas insérés), ce qui souligne le caractère non-idéal de notre courbe G3.

Une fois le palier bas atteint, nous pouvons discerner deux phénomènes caractéristiques du mode G est bien retranscrits par l'opérateur ALGO :

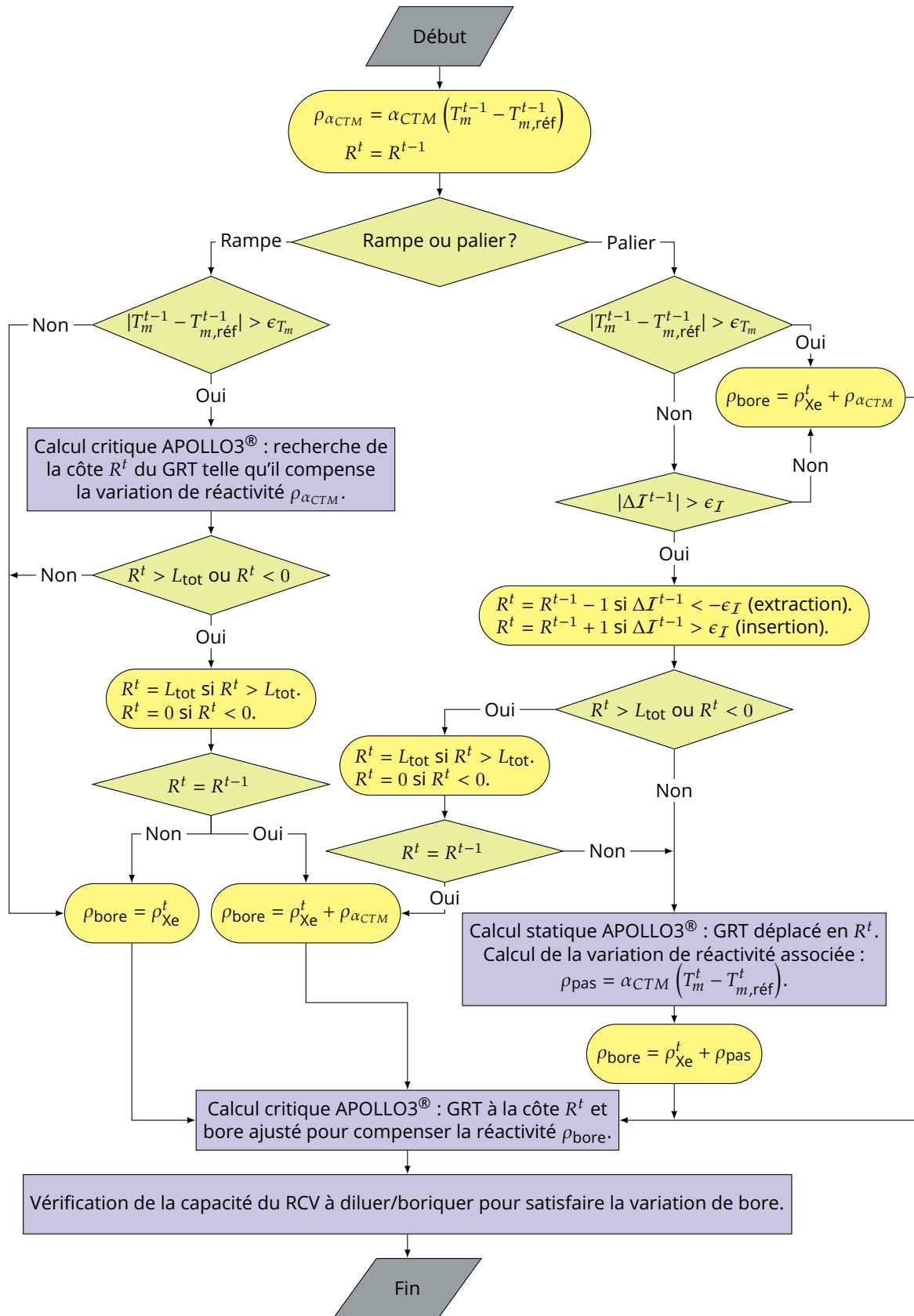


Figure 3.16 – Schéma bloc du pilote fictif ALGO (APOLLO3® Loadfollowing G mode Operator).

- Le flux neutronique a fortement baissé lors de la baisse de puissance mais, conformément à la dynamique retardée de la concentration du xénon dans le cœur, ce dernier s'accumule pendant toute la durée du palier bas. La dilution du bore par injection d'eau claire dans le circuit primaire permet de compenser l'antiréactivité du xénon de sorte à conserver la criticité du cœur (figure 3.18).
- Le déséquilibre axial de puissance ΔI est à la frontière +5% à droite de la référence du domaine optimal du diagramme de pilotage (figure 3.19). À chaque fois que le déséquilibre dépasse la frontière (condition $|\Delta I^{t-1}| > \epsilon_I$), on corrige cette dérive en insérant pas à pas le GRT afin que les barres repoussent le flux vers le bas du cœur. Toutefois, il ne faut pas perdre de vue que le rôle premier du GRT est le contrôle de la température : le mouvoir pour gérer l'axial offset du cœur n'est-il pas en contradiction avec l'objectif de respecter le contrôle de la température du cœur? On répond à cette question par la négative, en rappelant qu'une variation de température est le témoin d'une variation de réactivité (et inversement) en vertu du principe de la contre-réaction du modérateur : en ajustant le débit de dilution du bore pour garder le cœur critique, une insertion pas par pas du GRT est possible sans affecter la température moyenne de l'eau du circuit primaire. En particulier, on observe sur la figure 3.18 que le débit de dilution est ponctuellement accéléré lorsque le GRT s'insère d'un pas, ce qui est à l'origine du profil non parfaitement lisse de la courbe de concentration du bore.

Enfin, le retour au régime nominal se fait par extraction des GCP, avec le même type de profil d'axial offset en dents de scie. La hausse du flux dans le cœur à ce moment là doit être accompagnée d'une borication du circuit primaire pour compenser la disparition du xénon (creux xénon).

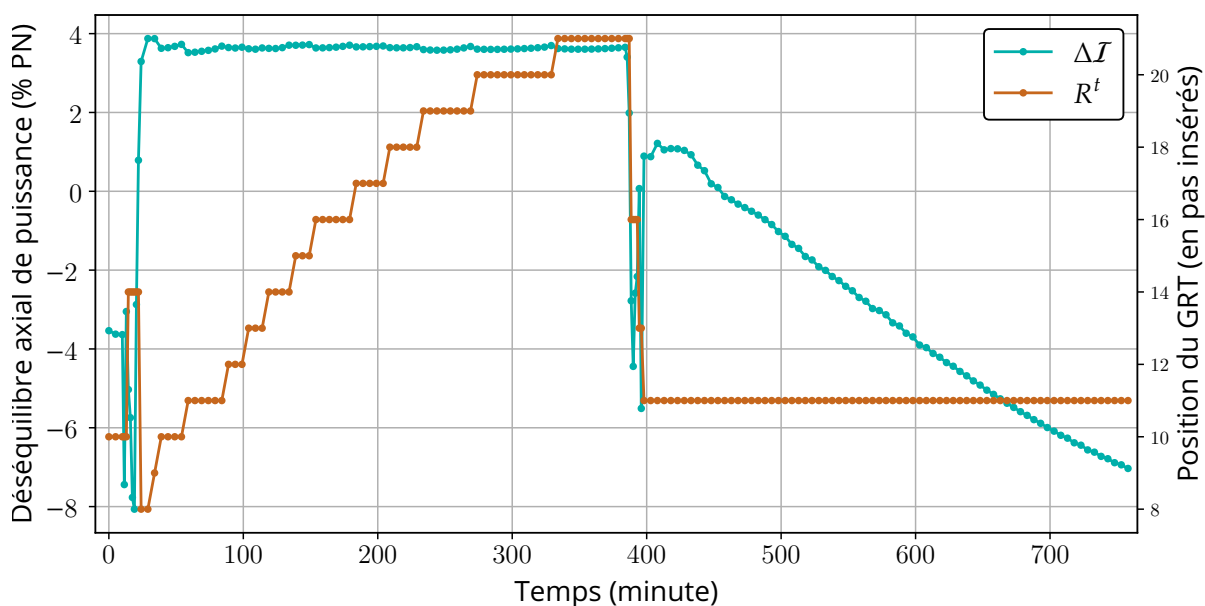


Figure 3.17 – Déséquilibre axial de puissance (bleu) et position du GRT (marron) au cours du temps.

Le déplacement du point de fonctionnement dans le diagramme de pilotage (figure 3.19) montre que l'opérateur ALGO a pu effectuer le suivi de charge en respectant le critère de stabilité axiale de façon très satisfaisante. En effet, le déséquilibre axial de puissance est resté en permanence dans le domaine qui garantit une bonne maîtrise de la stabilité du cœur (entre -5% et +5% d'écart par rapport au déséquilibre de référence). Comme le montre le schéma bloc du pilote ALGO, c'est la maîtrise de la température moyenne de l'eau du circuit primaire qui est prioritaire dans les actions de pilotage : nous voyons ainsi que le GRT est mis à contribution dans la rampe descendante pour rattraper un écart au programme juste avant l'arrivée sur le palier bas de puissance. Sur le palier bas, l'insertion du GRT compensé par l'augmentation ponctuelle du débit de dilution n'a pas d'impact sur la température moyenne du cœur, signe que le dernier calcul critique d'ALGO permet effectivement de manipuler conjointement le GRT et la concentration en bore en conservant la criticité et donc en n'affectant pas la température de l'eau du cœur.

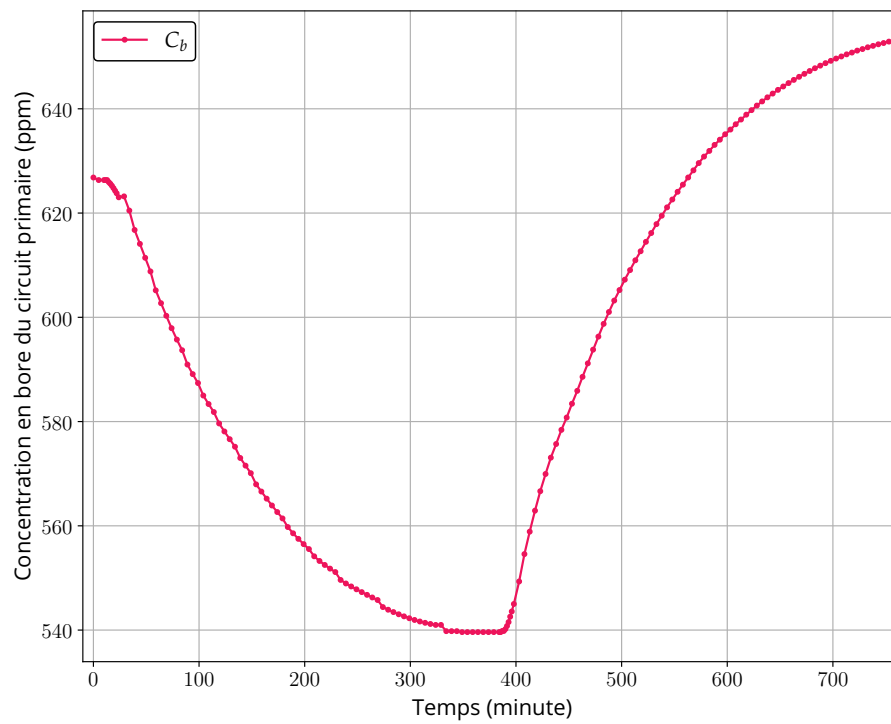


Figure 3.18 – Concentration en bore du circuit primaire au cours du temps.

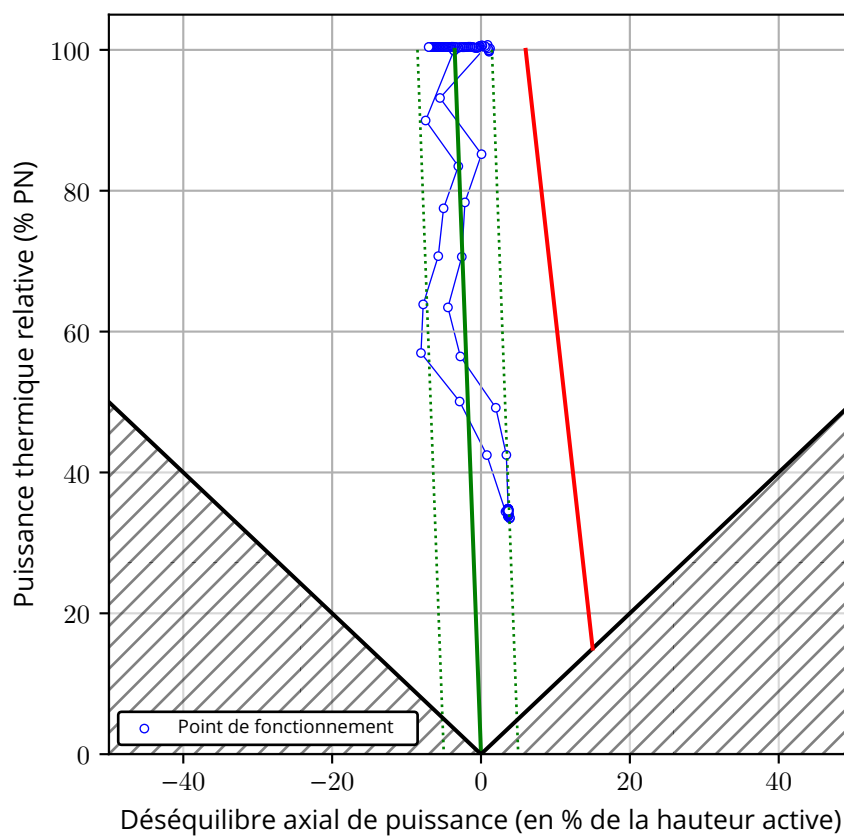


Figure 3.19 – Diagramme de pilotage.

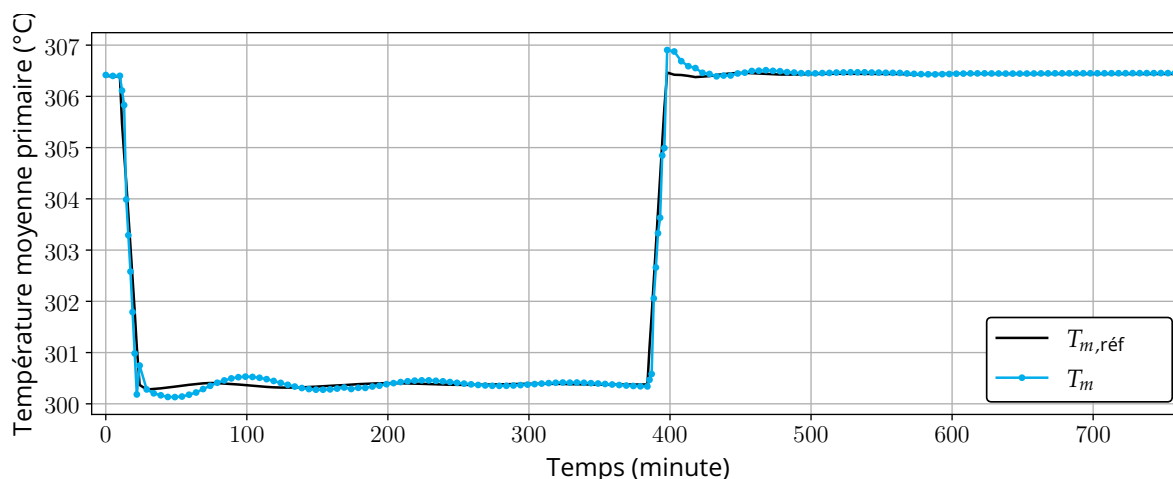


Figure 3.20 – Température moyenne de l'eau du circuit primaire.

3.2.5 Comparaisons avec d'autres modèles d'opérateurs de pilotage

Dans ce paragraphe, nous confrontons deux modèles :

- le modèle de pilotage ALGO ;
- le modèle de pilotage développé par V. Drouet au cours de sa thèse [Dro+19], que nous désignerons dans la suite par ALPHA-op. Ce pilote se base notamment sur une estimation d'un coefficient ALPHA à chaque pas de temps du transitoire et dont la valeur fixe le choix de privilégier une action correctrice sur le bore, sur un déplacement du GRT ou sur les deux simultanément. La valeur de ALPHA dépend de la réactivité du cœur, du déséquilibre axial de puissance courant, et de la dérivée de variation de ce déséquilibre.

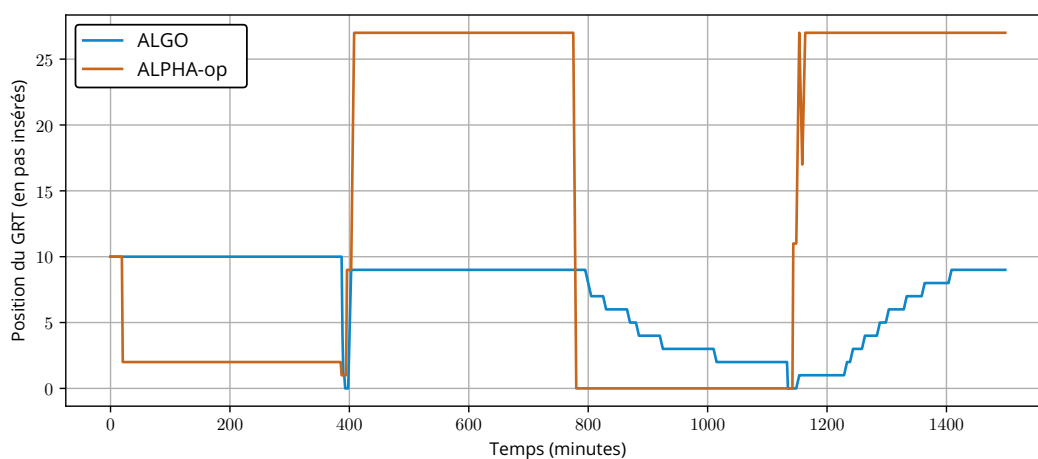


Figure 3.21 – Position du GRT en pas insérés en fonction du temps pour un réacteur P4/P'4 en début de cycle avec l'opérateur ALGO et ALPHA-op (double créneau à 30 puis 40 % PN).

Les figures 3.22 à 3.25 présentent l'évolution du point de fonctionnement d'un réacteur P4/P'4 au cours d'un transitoire de suivi de charge avec un palier bas de 6 heures à 30 % PN, à différents moments du cycle combustible (début, quart, milieu et trois quarts de cycle respectivement). Les figures 3.26 à 3.29 sont le résultats d'un transitoire de suivi de charge de type double créneau avec deux paliers bas de 6 heures à 30% puis 40 % PN séparés par une reprise de charge de 6 heures à 100 % PN.

D'abord, on observe que le simulateur ALGO montre des performances nettement meilleures que le pilote ALPHA-op en matière de gestion du déséquilibre axial de puissance, et ce quel que soit l'usure du combustible et le type de transitoire. Par conséquent, nous nuancions les interprétations

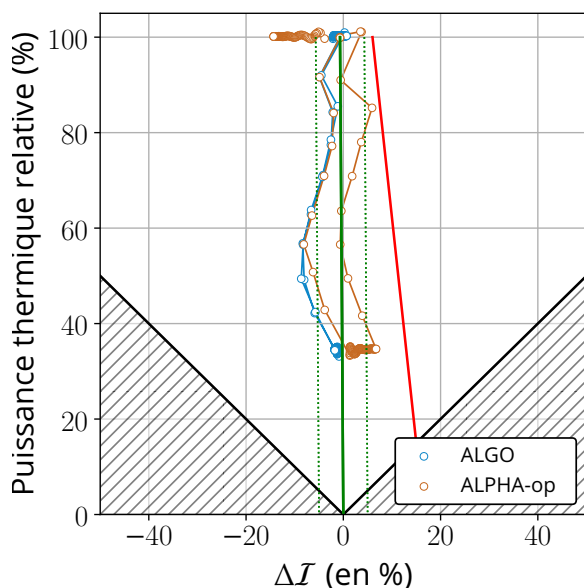


Figure 3.22 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en début de cycle avec ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 %PN - 30 %PN - 100 %PN).

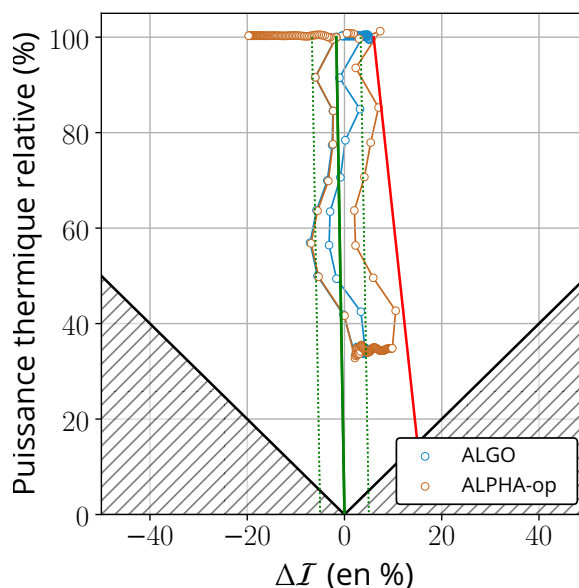


Figure 3.23 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en quart de cycle avec ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 %PN - 30 %PN - 100 %PN).

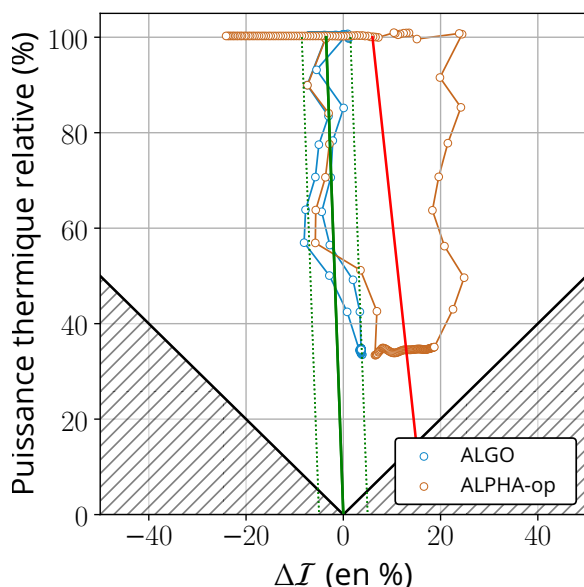


Figure 3.24 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en milieu de cycle avec ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 %PN - 30 %PN - 100 %PN).

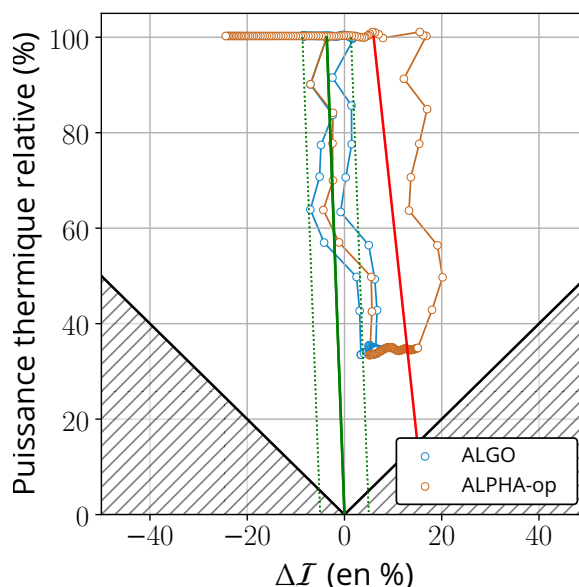


Figure 3.25 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en trois quarts de cycle avec ALGO et ALPHA-op (suivi de charge 100 %PN - 30 %PN - 100 %PN).

des résultats diffusés dans [Mun17, Dro20] : s'il est vrai que l'utilisation d'ALPHA-op montre une grande sensibilité de la gestion de l'axial offset au fur et à mesure que le combustible s'use (en effet, le point de fonctionnement marron s'écarte d'autant plus de la droite de référence que le burnup augmente), les simulations conduites avec ALGO prouvent que cette sensibilité est surtout liée à la manière de piloter plutôt qu'au paramétrage du mode de pilotage en fonction du burnup du réacteur.

En outre, on note systématiquement que la dérive du déséquilibre axial de puissance est très

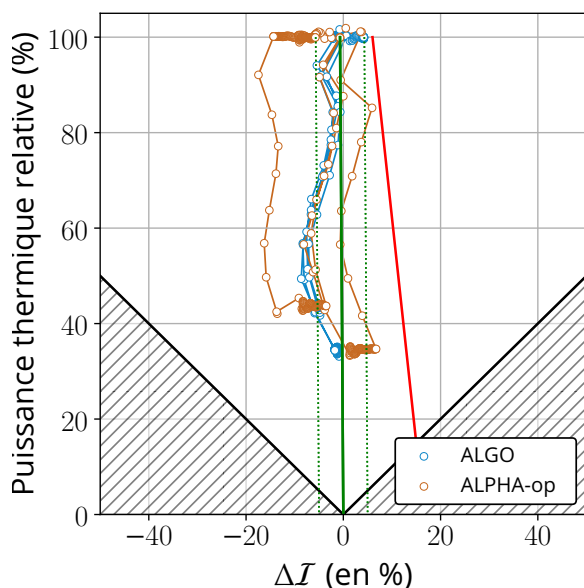


Figure 3.26 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en début de cycle avec ALGO et ALPHA-op (créneau à 30%PN puis 40%PN).

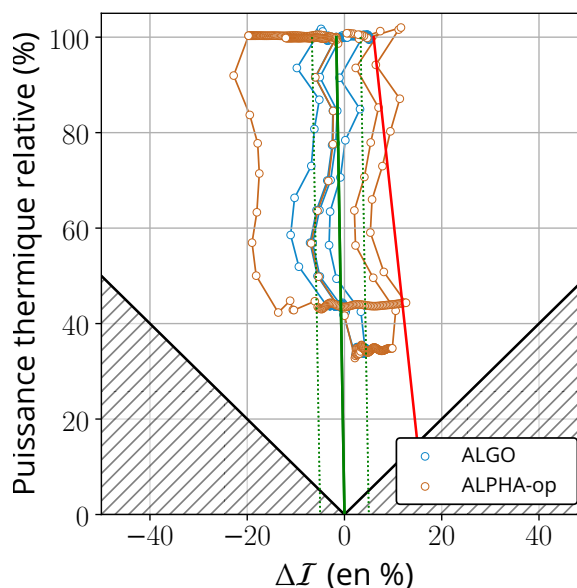


Figure 3.27 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en quart de cycle avec ALGO et ALPHA-op (créneau à 30%PN puis 40%PN).

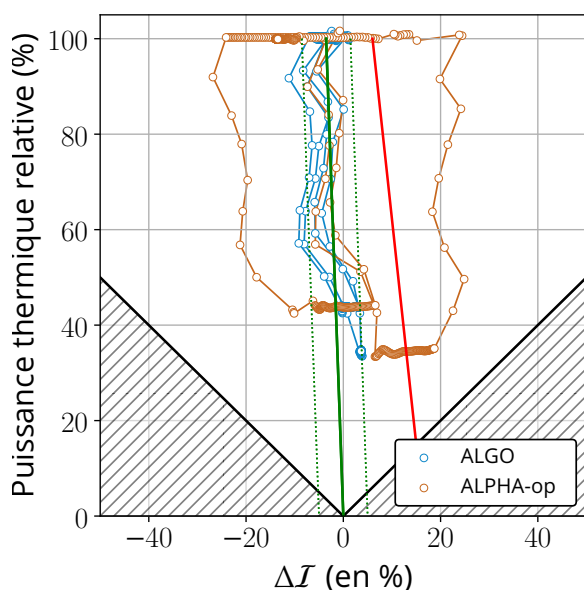


Figure 3.28 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en milieu de cycle avec ALGO et ALPHA-op (créneau à 30%PN puis 40%PN).

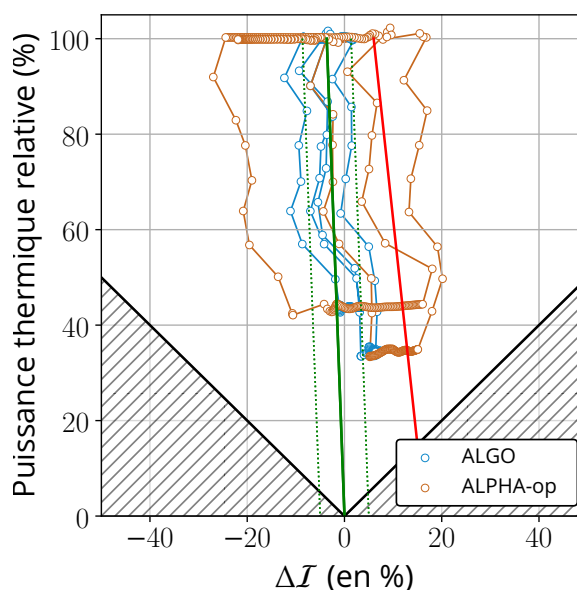


Figure 3.29 – Point de fonctionnement d'un REP P4/P'4 en trois quarts de cycle avec ALGO et ALPHA-op (créneau à 30%PN puis 40%PN).

bien négociée par l'opérateur ALGO. On observe ainsi que sur le palier bas des transitoires le point de fonctionnement correspondant à ALGO (bleu) est maintenu accolé à la droite des +5% de déséquilibre par rapport à la droite de référence, alors que ce même point franchit parfois la limite du domaine interdit de pilotage en utilisant ALPHA-op. Sur tous les cas présentés ici, le point de fonctionnement reste toujours dans le domaine de fonctionnement autorisé lorsque l'opérateur ALGO est utilisé. Cette meilleure gestion de l'axial offset par rapport à l'opérateur ALPHA-op se justifie par un GRT plus contributif pour les actions correctrices sur la dérive d'axial offset : comme le montre la figure 3.21 pour l'exemple du double créneau sur un réacteur en début de cycle, le GRT est rarement en butée haute ou basse de sa bande de manœuvre avec le pilote ALGO (bleu), ce qui lui laisse

une certaine marge de déplacement pour ajuster la distribution axiale de puissance. Sur la même figure, entre $t \approx 780$ min et $t \approx 1130$ min (qui correspond au deuxième transitoire créneau), l'axial offset est trop négatif et nécessite d'extraire le GRT : cela est possible avec ALGO pour lequel le GRT se trouve à 9 pas insérés à l'amorce de la rampe, alors qu'il est déjà en butée haute en utilisant ALPHA-op. Enfin, insistons sur un point important ayant trait à des considérations économiques pour l'industriel : ces expériences de simulation montrent qu'une bonne gestion de l'axial offset ne nécessite pas forcément d'accroître le nombre de pas de déplacement du GRT (figure 3.21). Les mécanismes de barres s'usent d'autant plus qu'un opérateur les utilise, réduire les appels au GRT en tant que correcteur de la dérive du déséquilibre de puissance est un résultat particulièrement de nos études.

3.3 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit la modélisation des réacteurs nucléaires à eau pressurisée de l'échelle assemblage à l'échelle cœur, en justifiant les hypothèses de modélisations associées. La modélisation d'un réacteur nucléaire du palier CPY en gestion Parité MOX permet d'élargir le champ de recherche sur l'optimisation du pilotage des REP conduite au CEA/SERMA.

De plus, nous avons développé un nouvel opérateur de pilotage fictif appelé ALGO. Cet opérateur se veut proche de l'idéalité puisqu'il est capable d'anticiper et de corriger promptement les variations de réactivité occasionnées à l'issue des variations de puissance du réacteur. Les études comparatives entre simulateurs de pilotage nous ont permis de constater que la justesse des décisions du pilote paraît au moins aussi importante que l'optimisation des leviers du pilotage. Autrement dit, l'optimisation du pilotage des réacteurs à eau pressurisée ne doit pas être restreinte à l'optimisation des seuls modes de pilotage, mais aussi à la pertinence des actions correctrices de l'opérateur en charge d'effectuer le transitoire de suivi de charge.

Après avoir modélisé toute la partie primaire du réacteur nucléaire, nous souhaitons analyser de manière plus fine le couplage avec le circuit conventionnel de la centrale nucléaire qui regroupe toute la boucle de conversion de la chaleur du cœur en électricité aux alternateurs. Cette boucle étant parfois sensible aux conditions environnementales extérieures (période de sécheresse), dans quelle mesure peuvent-elles induire des contraintes sur le pilotage du réacteur ? Nous proposons d'apporter des éléments de réponse en modélisant le couplage du circuit primaire avec les circuits de conversion et de refroidissement d'une centrale, qui fait l'objet du chapitre suivant.

Chapitre 4

Couplage du circuit système et du circuit de refroidissement d'un réacteur à eau pressurisée au simulateur de pilotage

Dans un contexte de réchauffement de certains cours d'eau depuis lesquels est parfois puisée l'eau du circuit de refroidissement d'une centrale productrice d'électricité, nous avons souhaité rendre compte des effets d'épisodes de sécheresses sévères sur le rendement d'une centrale. Dans ce chapitre, après avoir fourni une description détaillée du modèle de couplage de la partie conventionnelle d'une chaudière nucléaire à l'algorithme de pilotage, nous tenterons d'évaluer l'impact de conditions de refroidissement dégradées sur le rendement d'un réacteur et donc sur la manière de piloter celui-ci.

Publication : Baptiste Gasse et al., « Coupling of the secondary loop and the cooling circuit in a PWR involved in load follow operations », *International Conference on Physics of Reactors (PHYSOR 2022)*, pp.3304-3313, Pittsburgh (2022).

4.1	Modèles des composants du circuit système	78
4.1.1	Les générateurs de vapeur	79
4.1.2	Les turbines	79
4.1.2.1	Calcul de la production électrique pour le modèle implicite (IMP) . . .	81
4.1.2.2	Calcul de la production électrique pour le modèle explicite (EXP) . . .	81
4.1.3	Le groupe sécheur-surchauffeur	82
4.1.3.1	Le sécheur	82
4.1.3.2	Le surchauffeur	83
4.1.4	Les réchauffeurs	83
4.1.4.1	Les réchauffeurs à deux zones d'échanges thermiques	85
4.1.4.2	Le cas particulier du réchauffeur RE4 (approximation du dégazeur) . .	87
4.1.4.3	Les réchauffeurs à une zone d'échange thermique	88
4.1.5	Le condenseur	88
4.1.5.1	Modèle implicite du condenseur	89
4.1.5.2	Modèle explicite du condenseur	89
4.2	Applications des modèles et éléments de vérification	91
4.2.1	Courbes de vide et rendement du réacteur	91
4.2.2	Comparaisons avec des réacteurs du parc en exploitation	95
4.2.3	Conséquences sur le pilotage du REP	100
4.3	Conclusion	101

4.1 Modèles des composants du circuit système

Si certains simulateurs de pilotage de la littérature adoptent des lois de rendement simplifiées indépendantes des conditions de refroidissement (comme $P_{\text{élec}} = 1.087(P_{\text{th}} - 8)$ dans [Abr15, chap. II, part. 4, §2] ou une abaque issue du logiciel EasyREP[®] dans [Dro20]), des études récentes ont montré l'importance de la prise en compte des conditions de la source froide du cycle thermodynamique pour évaluer le rendement thermique de la chaudière [DY19, Att15, DS06, Gañ+05]. En particulier, les études s'accordent sur le fait que le rendement du cycle d'une centrale (pas nécessairement nucléaire) en circuit de refroidissement ouvert diminue à mesure que la source de refroidissement se réchauffe. Il n'existe pas, à notre connaissance, de travaux sur les effets d'un couplage de la source froide sur le pilotage d'un réacteur nucléaire. Nous proposons donc d'établir un modèle de boucle système et de boucle de refroidissement couplés à la modélisation du cœur du chapitre précédent; ce travail permettra d'étudier dans quelle mesure le couplage entre le primaire et le secondaire est impacté par les conditions de refroidissement du réacteur au niveau du condenseur.

Définition 1.1: rendement du cycle thermodynamique de la chaudière REP

Le rendement thermique η du cycle thermodynamique caractéristique d'un réacteur nucléaire est défini par l'équation

$$\eta = 100 \cdot \frac{P_{\text{élec}}}{P_{\text{th}}} \text{ en \%} \quad (4.1)$$

où $P_{\text{élec}}$ est la puissance électrique nette de la centrale (ce qui est injecté au réseau) et P_{th} est la puissance thermique produite par le cœur du réacteur.

Le circuit système d'une chaudière de réacteur nucléaire à eau pressurisée suit un cycle de Hirn, c'est-à-dire un cycle de Rankine avec une surchauffe de la vapeur avant sa détente dans les turbines. Modéliser finement chacun des composants intervenant dans le cycle est complexe et peu de codes industriels ont été éprouvés par des démarches de vérification et de validation en les confrontant à des cycles réels. Si des développements sur le code CATHARE2[®] ont par exemple abouti à des modélisations avancées des écoulements d'un fluide lors de sa détente dans une turbine, aucun code de mécanique des fluides du CEA n'est capable de rendre compte des échanges de chaleur au sein du condenseur de la centrale pour l'instant. Les études de cycle de Rankine menées au CEA-CAD/SESI¹ utilisent un outil basé sur des macros EXCEL[®] [HTD05] baptisé COPERNIC/CYCLOP adapté à la simulation de cycles de Brayton et de Rankine, mais il s'agit ici de modélisations simplifiées par résolution de bilans de masse et d'énergie, et non de simulations d'écoulements CFD au sein de chaque composant du cycle. La bibliothèque ThermoSysPro [EB19] codée en langage Modelica et utilisable sur le logiciel open-source OpenModelica a été développée par EDF dans le même esprit de résolution d'équations 0D; bien que difficile à calibrer, un modèle de boucle typique d'un réacteur du palier P4 a été implémenté pour étudier le comportement du condenseur lors de transitoire de charge [Cor+19].

Tout comme CYCLOP, le modèle que nous avons développé dans cette thèse utilise une résolution successive de bilans de masse et d'énergie afin d'évaluer l'impact des conditions de température à la source froide sur le rendement d'une tranche qui, pour rappel, est idéalement rendu accessible à l'opérateur en salle de commande pour amener le cœur à produire la puissance thermique adéquate pour satisfaire le transitoire de charge électrique nette demandée par le réseau. Les sections suivantes présentent les hypothèses de modélisation que nous réalisons pour chacun des éléments de la boucle représentée en figure 4.1 typique d'un réacteur P4². L'énergie portée par cette vapeur est convertie dans les turbines en énergie mécanique de rotation d'abord aux aubes de celles-ci, puis jusqu'à l'alternateur. Conformément au second principe thermodynamique le rendement du cycle est inférieur au rendement idéal, en général de l'ordre de 33%; ce sont les

1. Service de Physique expérimentale, d'Essais en Sécurité et d'Instrumentation du CEA à Cadarache.

2. La boucle système des réacteurs du palier CPY suit un cycle thermodynamique analogue mais dépourvu de certains réchauffeurs et par conséquent d'étages d'extraction de vapeur dans les turbines.

études de conception sur chaque composant qui permet de s'approcher le plus possible du cycle idéal.

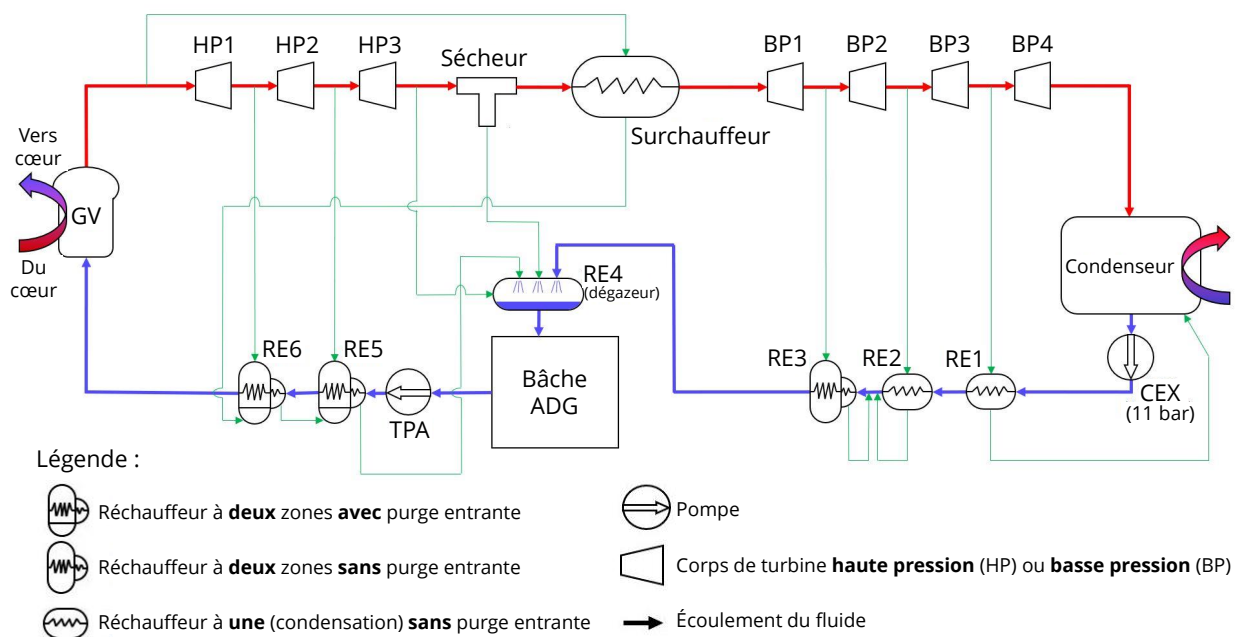


Figure 4.1 – Schéma de la boucle système modélisée (traduit de notre publication [Gas+22]).

L'intérêt de ce travail de modélisation de la boucle complète du circuit système d'une chaudière REP est double.

1. D'abord, il doit permettre d'estimer le rendement thermique η de la centrale tel que définit en 1.1. Pour cela, il est nécessaire d'étudier le changement d'état de la vapeur dans les turbines pour accéder à la puissance électrique produite à chaque étage de détente.
2. Ensuite, nous pourrions élaborer une estimation des rejets thermiques de la centrale nucléaire en régime nominal ainsi qu'en mode suivi de charge. **L'inconnue clé de ce problème est la quantité de chaleur à évacuer au niveau du condenseur**; connaissant l'état thermodynamique de la vapeur en sortie de turbine basse pression, il faut donc pouvoir calculer le débit massique de vapeur du circuit principal (traits rouges sur la figure 4.1) sortant du dernier étage de turbine. Ce calcul n'est pas trivial étant donné qu'il existe des soutirages aux turbines servant de fluide chaud dans les files de réchauffeurs des postes d'eau froide haute et basse pression.

4.1.1 Les générateurs de vapeur

Les générateurs de vapeur constituent la source chaude du cycle thermodynamique. Leur modélisation est complexe puisqu'il s'agit d'un échangeur à tubes à deux passes sur une hauteur de plusieurs mètres. Dans notre cas, la modélisation 0D retenue est celle présentée dans [Dro20, chap. II, part. 2, §4] où d'excellents résultats de régression ont été établis en comparant le modèle de générateurs de vapeur avec une modélisation des échangeurs sous CATHARE2®.

4.1.2 Les turbines

Dans une turbine, la vapeur se détend et transmet son énergie interne (appelée enthalpie) aux aubages des roues sous la forme d'énergie mécanique de rotation. Seule une partie de cette énergie interne est récupérable, une partie de la chute d'enthalpie étant dissipée sous forme d'énergie cinétique :

$$P_{\text{méca}} + \Delta E_c = h_{\text{échappement}} - h_{\text{entrée}}. \quad (4.2)$$

Le calcul de la puissance électrique générée par la centrale est alors direct :

$$P_{\text{élec}} = \eta_{\text{méca}}(P_{\text{méca}} - \ell_{\text{méca}}) - \ell_{\text{aux}} \quad (4.3)$$

où $\eta_{\text{méca}}$ est le rendement de la conversion de l'énergie de rotation de l'arbre et de l'alternateur en électricité (nous le supposons fixé à 99 %), $\ell_{\text{méca}}$ les pertes de charge mécanique liée à la friction de la vapeur au contact des roues (fixées à 2 MW) et ℓ_{aux} la puissance réservée à l'alimentation des systèmes électriques auxiliaires de la centrale (fixée à 60 MW). La modélisation des turbines doit permettre d'évaluer la puissance mécanique évoquée ci-dessus ainsi que l'état thermodynamique de la vapeur à l'échappement à partir des données connues au moment où est appelée le modèle, à savoir le débit massique du fluide en circulation et la description thermodynamique complète de la vapeur en amont de l'appareil. Nous avons exploré deux stratégies de modélisation pour atteindre ces deux objectifs. Le premier modèle sera dit implicite dans la mesure où nous formulerons une hypothèse sur la valeur de la puissance mécanique extraite aux turbines pour accéder à l'état thermodynamique de la vapeur après sa détente. Au contraire, dans le modèle explicite, cette même énergie sera calculée de manière brute à partir de données de dimensionnement géométrique des turbines. Bien qu'il existe certaines hypothèses spécifiques à ces deux types de modèles, ils partagent toutefois deux conjectures de calcul communes que nous décrivons ci-dessous.

- **Rapports de détente constant avec la charge** : nous nous plaçons sous les mêmes conditions d'établissement de la loi du cône de Stodola caractéristique des fluides détendus dans des turbines multi-étagées [SL45]. Nous supposons ainsi que le rapport entre la pression en sortie et la pression à l'entrée d'une turbine reste constant quel que soit le débit de vapeur qui traverse la turbine, autrement dit quelle que soit la puissance électrique délivrée par le réacteur. Bien que cette hypothèse soit violée aux temps courts dans les régimes transitoires, la littérature accepte généralement cette approximation pour des modèles simplifiés tel que le nôtre (cf. [Top14, page 22], [ÁdA16, éq.1], [Dut+06, fig.7] ou encore [Ray80, fig.1]). Les rapports de détente que nous choisissons sont issus de la littérature dans le cycle thermodynamique publié dans [Mar19, fig.6.9]. Nous les reproduisons dans le tableau 4.1 ci-dessous.

Table 4.1 – Rapports de détente des turbines HP et BP retenus dans le cadre de la modélisation du circuit système d'un réacteur du palier P4/P'4 (données issues de [Mar19, fig.6.9]).

HP1	HP2	Sortie HP	BP1	BP2	BP3
44.76 %	62.30 %	55.52 %	29.40 %	25.08 %	26.91 %

- **Valeurs des rendements isentropiques** : l'implémentation de la boucle système est telle que l'état thermodynamique de la vapeur à l'entrée de la turbine est systématiquement connu. Sachant que nous avons formulé l'hypothèse de rapports de détente constants avec la charge pour chaque étage de turbine, il suffit de connaître l'enthalpie de la vapeur à l'échappement pour caractériser complètement la vapeur après détente (température, titre, entropie). Pour cela, on utilise la définition du rendement isentropique η_i d'une turbine :

$$h_s = h_e - \eta_i(h_e - h_{s,i}) \quad (4.4)$$

où h_e et h_s sont les enthalpies de la vapeur en entrée et sortie de turbine, et $h_{s,i}$ est l'enthalpie vapeur de sortie si cette dernière avait subi une détente isentropique³. En pratique les turbines ne sont pas idéales et la détente est irréversible : le rendement isentropique η_i , qui dépend de multiples paramètres et notamment de la charge du réacteur, permet justement de quantifier cet écart à la turbine idéale. Beaucoup d'études de modélisations avancées de turbines ont permis d'analyser la sensibilité de ce rendement en fonction du débit de vapeur, de la nature des pales de la turbine ou de son dimensionnement ; dans une description 0D telle que celle de notre modèle, nous ne pouvons pas rendre compte de tels résultats. Cependant, en se basant sur l'interprétation des résultats de travaux relatifs aux turbines à vapeur fonctionnant dans des modes *off-line* (comme [LK18, fig.3], [KG17, fig.7] ou encore [IR13, fig.9]),

3. C'est-à-dire une détente adiabatique (pas d'échange de chaleur entre le système et son environnement extérieur) et réversible.

nous supposons que l'efficacité isentropique des turbines se dégradent de manière proportionnelle à la charge selon une loi affine. Leurs valeurs en régime nominal a chaque étage de turbine sont prises égales à celles publiées dans [Mar19, chap. VIII, part. 3, §4].

4.1.2.1 Calcul de la production électrique pour le modèle implicite (IMP)

Dans le modèle de turbine implicite, nous supposons que la contribution de chaque turbine à la production électrique est indépendante de la production électrique nette. Sachant que la puissance électrique de la tranche est connue, nous pouvons directement en déduire la puissance mécanique de rotation transmise à l'arbre de la turbine. Au final, l'expression de la puissance mécanique produite par un étage $P_{\text{méca,étage}}$ découle de l'équation (4.2) de sorte que

$$P_{\text{méca,étage}} = \alpha_{\text{étage}}(P_{\text{méca}} + \Delta E_c) \quad (4.5)$$

avec $\alpha_{\text{étage}}$ la valeur en pourcentage de la contribution de l'étage à la production électrique totale et en faisant l'hypothèse que les pertes cinétiques sont également réparties sur tous les étages. La valeur des contributions α que nous avons choisi sont calculées à partir de valeurs de puissance tabulées dans la littérature [Gra14, fig.A2.3] et nous les présentons dans le tableau 4.2. Finalement, on utilise l'équation (4.3) pour calculer la valeur de puissance électrique produite par chacun des étages des turbines. On retiendra des pertes cinétiques de $\Delta E_c = 17$ MW.

Table 4.2 – Paramétrage du modèle des turbines (modèle IMP) : contribution des étages des turbines HP et BP d'un réacteur P4/P'4 pour la production totale d'électricité de la centrale.

HP1	HP2	Sortie HP	BP1	BP2	BP3	Sortie BP
Contribution $\alpha_{\text{étage}}$						
16 %	9 %	10 %	21 %	19 %	15 %	10 %

L'hypothèse de contributions constantes repose sur la manière dont sont asservies les vannes régulant l'admission de vapeur aux turbines. En effet, leur ouverture dépend de la pression à l'admission du corps HP, également appelée pression de première roue turbine (P1RT). D'après la littérature, la loi donnant la pression P1RT est proportionnelle à la puissance électrique de la centrale [DGW79, BGP92]. Nous avons représenté cette consigne sur la figure 2.15.

4.1.2.2 Calcul de la production électrique pour le modèle explicite (EXP)

Dans le modèle explicite nous calculons l'énergie mécanique récupérée par l'arbre de la turbine de manière brute. Contrairement au modèle implicite, les pertes cinétiques sont explicitées à l'aide des caractéristiques géométriques de la turbine selon la formule :

$$P_{\text{méca}} = \Delta h - \Delta E_c \quad \text{c'est-à-dire} \quad P_{\text{méca}} = |h_s - h_e| - \frac{1}{2} \dot{m} (v_s^2 - v_e^2) \quad (4.6)$$

avec \dot{m} le débit massique de vapeur, h_s et v_s respectivement l'enthalpie et la vitesse de déplacement de la vapeur à l'échappement de la turbine, h_e et v_e étant celles en amont de la tuyère. Le calcul des vitesses v_s et v_e se réalise en deux étapes :

1. d'abord, nous calculons la masse volumique ρ_m de la vapeur. Pour cela, nous lisons la courbe $\rho_m = f(x_s, P_s)$ des tables thermodynamiques [WK08] où x_s et P_s sont respectivement le titre et la pression de la vapeur à l'échappement;
2. sachant que le débit massique traversant la turbine est connu, le calcul des vitesses ne nécessite plus que d'évaluer la section de passage de la vapeur. Les turbines sont de forme conique et offrent à la vapeur une section de passage annulaire autour de l'arbre central (figure 4.2). En reprenant les appellations visibles sur la figure, les sections de passages d'entrée et de sortie sont telles que :

$$S_e = \pi C_e (2R_{\text{arbre}} + C_e); \quad (4.7)$$

$$S_s = \pi C_s (2R_{arbre} + C_s). \quad (4.8)$$

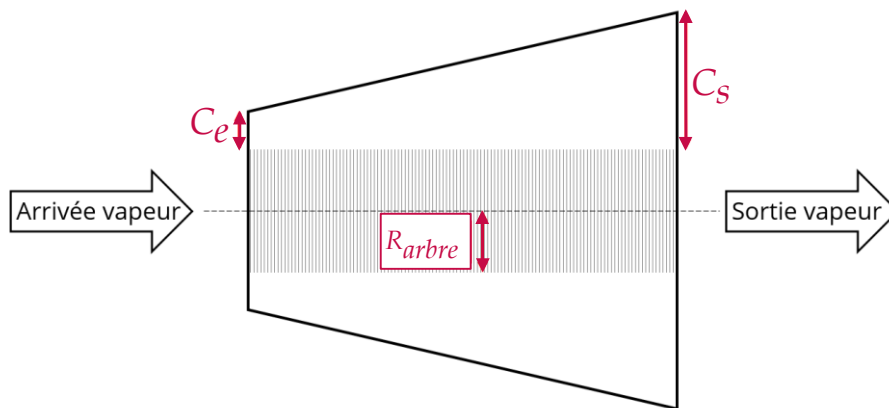


Figure 4.2 – Schéma d'une turbine (vue en coupe et de profil).

Remarque : la forme particulière des turbines s'explique par le fait que le volume massique de la vapeur augmente au cours de la détente (figure 4.3) : pour éviter toute avarie de structure à cause du risque de surpression, il est nécessaire d'augmenter progressivement la section de passage de la vapeur.

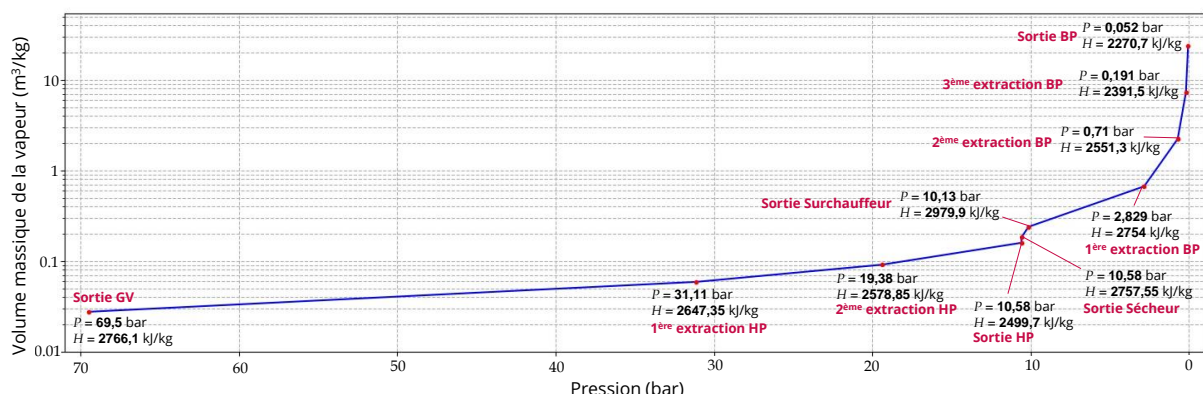


Figure 4.3 – Variation du débit massique de la vapeur à différents points du cycle thermodynamique de la boucle système. Ce graphique a été obtenu en calculant le volume massique à l'aide des tables [WK08] et à partir des données du cycle thermodynamique d'une centrale REP P4/P'4 [Mar19, fig. 6.9].

4.1.3 Le groupe sécheur-surchauffeur

Comme son nom l'indique, le groupe sécheur-surchauffeur (GSS) est composé de deux éléments. D'abord la vapeur est séchée, puis elle est surchauffée dans un échangeur de chaleur à deux passes tête-bêche (tubes en U). Le GSS, et en particulier le surchauffage de la vapeur du circuit principal, est typique des machines thermiques qui suivent un cycle thermodynamique de Hirn.

4.1.3.1 Le sécheur

La vapeur du circuit principal se charge d'humidité au fur et à mesure qu'elle se détend dans les étages successifs des turbines. Techniquement, cette hausse d'humidité se traduit par la formation de micro-gouttelettes qui, portés à hautes vitesses par les débits de vapeur en jeu, pourraient endommager les pales des turbines si aucune précaution de séchage n'était déployée. Mathématiquement les bilans de matière et d'énergie caractéristiques de la séparation de phases ayant lieu

dans le sécheur sont tels que :

$$\text{bilan de masse : } \begin{cases} \dot{m}_\ell = (1 - x)\dot{m}_{\text{tot}} \\ \dot{m}_v = \dot{m}_{\text{tot}} - \dot{m}_\ell \end{cases} \quad (4.9)$$

$$\text{bilan d'énergie : } \begin{cases} h_\ell = H_L(T, x) \\ h_v = \frac{\dot{m}_{\text{tot}}h_{\text{tot}} - \dot{m}_\ell h_\ell}{\dot{m}_v} \end{cases} \quad (4.10)$$

où :

- \dot{m}_{tot} est le débit massique de vapeur humide à l'entrée du sécheur, et \dot{m}_ℓ et \dot{m}_v les débits massiques de la phase liquide et vapeur respectivement;
- h_ℓ et h_v les enthalpies de la phase liquide et de la phase vapeur;
- x est le titre de la vapeur en sortie de turbine. Il quantifie la masse de la phase vapeur du fluide par rapport à la masse totale de fluide : si $x = 0$ le fluide est complètement liquide; si $x = 1$ le fluide est uniquement constitué de vapeur;
- H_L l'enthalpie du liquide à saturation. Dans notre modèle nous négligerons les pertes de charge ainsi que les échanges thermiques non seulement entre le fluide et les parois du sécheur mais aussi entre les deux phases du fluide.

4.1.3.2 Le surchauffeur

Dans un surchauffeur, la vapeur du circuit principal (qui vient d'être séchée) joue le rôle du fluide froid réchauffé par de la vapeur issue d'un soutirage de vapeur à la sortie des générateurs de vapeur avant l'entrée dans la turbine. Nous supposons que 5 % de la vapeur des générateurs de vapeur est déviée pour alimenter la cavité du surchauffeur, ce qui correspond aux valeurs de la littérature [Mar19, fig.6.9]. Dans notre modèle, le surchauffeur se comportera comme un condenseur; ainsi, la vapeur chaude saturée issue des générateurs de vapeur va fournir toute sa chaleur latente de condensation à la vapeur du circuit principal. Nous négligerons une fois de plus les pertes de charge et les pertes thermiques avec les parois de l'appareil. Le bilan d'énergie est celui d'un condenseur classique :

$$h_s^f = h_e^f + \frac{\dot{m}^c}{\dot{m}^f}(h_e^c - H_L) \quad (4.11)$$

avec

- h_e^f et h_s^f les enthalpies d'entrée et de sortie de la vapeur froide, c'est-à-dire celle du circuit principal;
- h_e^c et $h_s^c = H_L$ les enthalpies d'entrée et de sortie de la vapeur chaude issue du générateur de vapeur (l'enthalpie de sortie est celle d'un liquide à saturation par hypothèse d'analogie entre le surchauffeur et un simple condenseur);
- \dot{m}^c et \dot{m}^f sont les débits massiques de la vapeur chaude et celle du circuit principal respectivement.

Remarque : l'étude [BW85] propose une analyse des performances du GSS sur la centrale de Saint-Laurent B1. Nous y apprenons que 9 % du transfert thermique entre la vapeur chaude et la vapeur du circuit principal étaient dissipés et donc non contributifs au surchauffage. De plus, l'étude montre que le coefficient de transfert de chaleur entre fluides augmente avec la quantité de chaleur à échanger, ce que nous négligeons dans notre modèle simplifié.

4.1.4 Les réchauffeurs

Les réchauffeurs sont des échangeurs de chaleur permettant d'améliorer le rendement du cycle thermodynamique du circuit système d'une centrale nucléaire [Pou16, BB10]. Ils sont normalement pourvus de systèmes de régulation complexes afin d'optimiser leur efficacité en régime de base ou pendant des transitoires de puissance; à titre d'exemple, la régulation du niveau d'eau liquide dans l'enceinte des réchauffeurs, essentielle pour éviter l'engorgement du circuit, est analysée de manière exhaustive dans [ÁPA14]. Dans notre cas, les modèles de réchauffeurs sont simplifiés mais

nous nous attachons à modéliser les deux types de réchauffeurs typiques des chaudières REP : ceux à deux zones d'échanges thermiques avec ou sans reprise de purges dans la zone de mélange des condensats et ceux à zone unique d'échanges.

Pour comprendre la stratégie de calcul que nous adoptons pour les réchauffeurs, il faut rappeler que notre objectif est d'estimer la quantité de chaleur à évacuer au niveau du condenseur du circuit ; pour cela, il est nécessaire de calculer la quantité de vapeur soutirée au niveau des turbines pour l'alimentation des réchauffeurs (et ainsi permettre d'augmenter la température de l'eau avant sa réinjection en bas des générateurs de vapeur). Comme pour le modèle des turbines, nous nous confrontons donc à la résolution d'une seule équation pourvue de plusieurs inconnues :

- l'état thermodynamique de l'eau alimentaire en sortie du réchauffeur ;
- le débit massique de vapeur soutiré à la turbine et entrant dans le réchauffeur, que l'on cherche à calculer *in fine*.

La méthode adoptée pour tous les réchauffeurs consiste à formuler une hypothèse sur la quantité de chaleur échangée afin de calculer le débit de vapeur chaude nécessaire à ces échanges. Comme pour les turbines, nous avons expérimenté deux types d'hypothèses. L'une est dans l'esprit d'un modèle implicite où nous supposons acquises les données d'échauffement de l'eau alimentaire depuis la littérature ; l'autre, plus physique, reprend le calcul d'échauffement *from scratch* en formulant une hypothèse sur l'idéalité des réchauffeurs.

Hypothèse du modèle implicite (IMP) sur les échanges de chaleur des réchauffeurs : dans ce modèle, nous réutilisons les valeurs de réchauffement sur les postes d'eau haute et basse pression dépendant de la charge du réacteur, respectivement $\Delta T_{HP}(P_{\text{élec}})$ et $\Delta T_{BP}(P_{\text{élec}})$, issues de [Gra14, fig.A2.5].

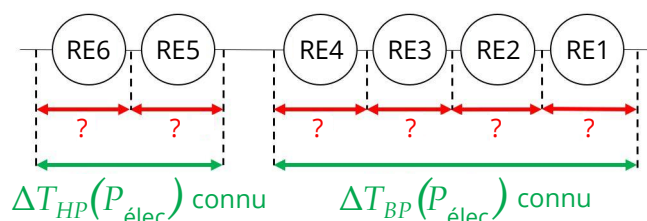


Figure 4.4 – Illustration du problème de la contribution de chaque réchauffeur des postes d'eau alimentaire au réchauffage général de l'eau : le calcul des débits de vapeur soutirés aux turbines n'est possible qu'à condition de formuler une hypothèse sur l'échauffement de l'eau alimentaire au travers de chaque réchauffeur de la boucle.

Les échauffements globaux $\Delta T_{HP}(P_{\text{élec}})$ et $\Delta T_{BP}(P_{\text{élec}})$ des files haute et basse pression étant fixés, il reste à supposer les contributions de chaque réchauffeur au sein d'une même file (RE5/RE6 pour la file HP, et RE1/RE2/RE3/RE4 pour la file BP). Les valeurs de contribution que nous avons retenues sont rassemblées dans le tableau 4.3 et ont été obtenues à partir de la lecture du cycle thermodynamique de [Mar19, fig. 6.9]. Nous les supposons indépendants de la charge du réacteur.

Hypothèse du modèle explicite (EXP) sur les échanges de chaleur des réchauffeurs : dans ce modèle, l'hypothèse est celle de réchauffeurs idéaux quel que soit le régime de fonctionnement. Nous considérerons ainsi que le pincement de température de l'eau alimentaire⁴ est systématiquement égal à 3°C, la valeur numérique de ce seuil étant notamment choisie depuis la littérature [Lév90, p.2].

4. C'est-à-dire l'écart de température de l'eau entre l'entrée et la sortie des tubes en U.

Table 4.3 – Hypothèse du modèle des réchauffeurs : contribution du poste d'eau HP (RE6 et RE5) et des réchauffeurs BP (RE1 à RE4) pour le chauffage global ΔT_{HP} et ΔT_{BP} respectivement.

Réchauffeur	Valeur
Contribution des réchauffeurs HP	
RE5	48.1 %
RE6	51.9 %
Contribution des réchauffeurs BP	
RE1	15.8 %
RE2	21.7 %
RE3	28 %
RE4	34.5 %

4.1.4.1 Les réchauffeurs à deux zones d'échanges thermiques

La nomenclature retenue pour modéliser ces réchauffeurs est la suivante (cf. figure 4.5) :

- h_e^f et h_s^f sont respectivement l'enthalpie de l'eau froide alimentaire à l'entrée et à la sortie des tubes en U typique des postes de réchauffage de REP.
- h_e^c est l'enthalpie de la vapeur soutirée à un étage de turbine qui entre dans le réchauffeur, et qui finit par se condenser pour finalement être évacuée avec une enthalpie de sortie h_s^c .
- h_e^p est l'enthalpie de l'eau des purges qui se mélange aux condensats de la vapeur chaude condensée au contact des tubes en U. Pour les réchauffeurs à deux zones d'échanges sans récupération de purge (réchauffeur RE3 sur le schéma 4.1) il suffit d'ignorer ce débit d'eau supplémentaire.
- Comme nous le verrons dans la suite de ce paragraphe, on note h_m^f l'enthalpie de l'eau froide dans son état fictif de transition entre l'échangeur liquide-liquide et le condenseur (figure 4.6).

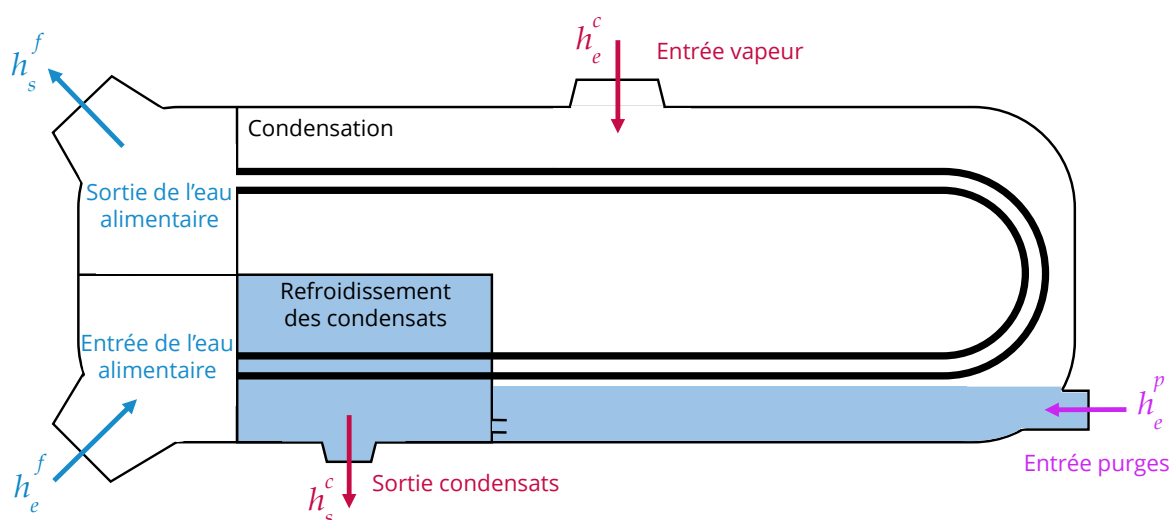


Figure 4.5 – Schéma d'un réchauffeur du poste d'eau alimentaire à deux zones d'échange thermique et reprise des condensats d'un réservoir quelconque en amont.

L'eau alimentaire circule dans des tubes en U alors que la vapeur issue des circuit de soutirage des turbines évolue dans la cavité de l'échangeur. Lorsque la vapeur entre dans la cavité, elle est proche d'être à saturation voire déjà humide du fait de sa détente progressive au sein des turbines ; il en résulte qu'elle se condense au contact des tubes en U en cédant sa chaleur latente de condensation au bénéfice de l'eau froide qui est donc logiquement réchauffée. Les condensats de la vapeur se mélangent avec l'arrivée des purges liquides en provenance d'un autre échangeur (ce peut être le sécheur ou un autre réchauffeur du circuit) et continuent de céder leur chaleur à l'eau

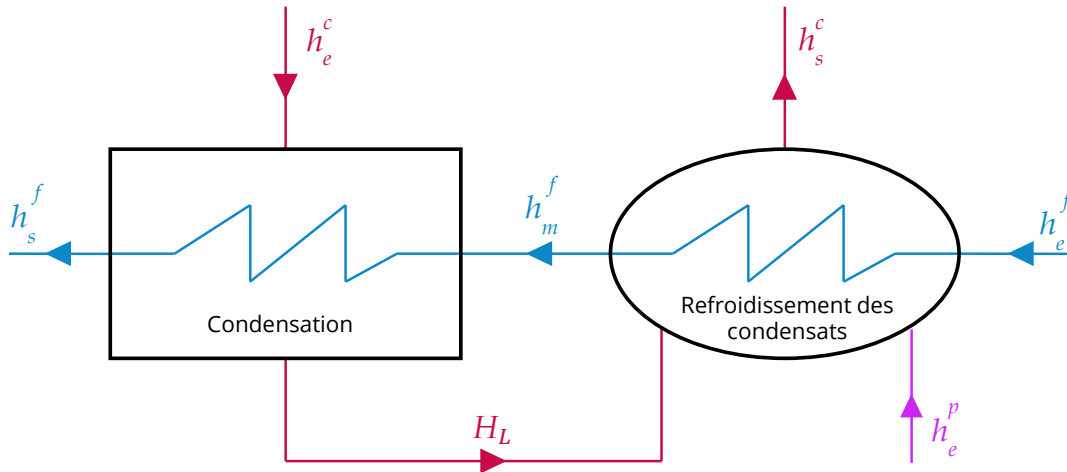


Figure 4.6 – Schéma de circulation des fluides impliqués dans les échanges thermiques d'un réchauffeur du poste d'eau alimentaire à deux zones et reprise des condensats d'un réservoir quelconque en amont.

alimentaire au sein de la zone de refroidissement des condensats. Au final, à l'image du modèle de réchauffeur publié dans [HZA07, Tey+10, Hou10], nous modélisons le réchauffeur entier sous la forme d'un chaînage entre un condenseur et un échangeur liquide-liquide (figure 4.6). Selon ce modèle, l'eau froide se trouve donc dans un état thermodynamique fictif entre les deux échangeurs de chaleur. Cet état apparaît d'ailleurs dans le bilan de conservation d'énergie au niveau de la zone de condensation :

$$\dot{m}^c(h_e^c - H_L) = \dot{m}^f(h_s^f - h_m^f) \quad \text{c'est-à-dire} \quad h_m^f = h_s^f - \frac{\dot{m}^c}{\dot{m}^f}(h_e^c - H_L). \quad (4.12)$$

L'état thermodynamique fictif de l'eau froide entre les deux échangeurs est un indicateur de la part de chacun d'entre eux dans l'échauffement de l'eau alimentaire globale (entrée de l'échangeur liquide-liquide et sortie du condenseur). **Plus h_m^f est proche de h_e^f , plus la contribution de la zone de refroidissement des condensats est faible devant celle de la zone de condensation. Au contraire, l'échangeur liquide-liquide est prépondérant dans sa contribution à réchauffer l'eau alimentaire si h_m^f est proche de h_s^f .** Nous avons donc formulé l'hypothèse que chacun de ces échangeurs contribue de manière fixe et indépendante de la charge électrique (et donc du débit de vapeur dans la boucle système) au réchauffage de l'eau froide.

Pour chaque réchauffeur à deux zones de la boucle, nous calculons l'enthalpie de l'eau alimentaire dans l'état intermédiaire de transition entre les deux échangeurs h_m^f par application numérique de la formule (4.12) avec les données de la littérature [Mar19, fig. 6.9]. Ce calcul permet d'accéder à la contribution θ de l'échangeur liquide-liquide au réchauffage global de l'eau alimentaire puisque par définition :

$$\theta = \frac{h_m^f - h_e^f}{h_s^f - h_e^f}. \quad (4.13)$$

Le débit massique de vapeur recherché est calculé par remaniement de l'expression (4.12) :

$$\dot{m}^c = \dot{m}^f(1 - \theta) \frac{h_s^f - h_e^f}{h_e^c - H_L}. \quad (4.14)$$

Enfin, l'état des condensats de vapeur chaude qui sortent du condenseur est directement obtenu

par les bilans d'enthalpie suivants :

$$\begin{cases} h_s^c = H_L - \theta (h_s^f - h_e^f) \frac{\dot{m}^f}{\dot{m}^c} & \text{(sans purge)} \\ h_s^c = \frac{\dot{m}^c H_L + \dot{m}^p h_e^p - \dot{m}^f \theta (h_s^f - h_e^f)}{\dot{m}^c + \dot{m}^p} & \text{(avec purges)} \end{cases} \quad (4.15)$$

4.1.4.2 Le cas particulier du réchauffeur RE4 (approximation du dégazeur)

Le dégazeur de la boucle système est assimilable à un réchauffeur accueillant de la vapeur soustrée à la sortie de la turbine haute pression, les condensats du sécheur, du premier réchauffeur du poste haute pression RE5, et de l'eau alimentaire du dernier réchauffeur du poste basse pression. La modélisation du réchauffeur RE4 permet d'accéder au débit de vapeur soustrée depuis la sortie de la turbine HP. Son expression est la suivante :

$$\dot{m}_{ext.}^{HP3} = \frac{\dot{m}^{RE5} (h^{RE5} - h^{ADG}) + \dot{m}_{tot}^{HP3} [(1 - x^{HP3}) H_L + x^{HP3} h^{RE3} - h^{ADG}]}{x^{HP3} (h^{RE3} - H_L) + H_L - h_{ext.}^{HP3}} \quad (4.16)$$

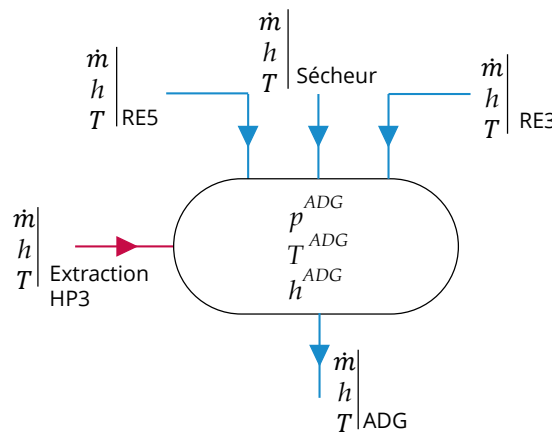


Figure 4.7 – Schéma du dégazeur RE4 modélisé comme un réchauffeur avec trois arrivées de fluide et une sortie débouchant sur la bache ADG.

Démonstration : nous allons démontrer la formule du calcul du débit de vapeur dévié au dégazeur en sortie du dernier étage de la turbine HP. Pour cela, nous commençons par mettre en équation le bilan d'énergie et de masse avec tous les fluides en présence dans le réchauffeur RE4 (on reprend les nomenclatures de la figure 4.7) :

$$\begin{cases} \dot{m}^{ADG} h^{ADG} = \dot{m}_{ext.}^{HP3} h_{ext.}^{HP3} + \dot{m}^{RE5} h^{RE5} + \dot{m}^{sech.} h^{sech.} + \dot{m}^{RE3} h^{RE3} \\ \dot{m}^{ADG} = \dot{m}_{ext.}^{HP3} + \dot{m}^{RE5} + \dot{m}^{sech.} + \dot{m}^{RE3} \end{cases} \quad (4.17)$$

L'objectif de la démonstration est de trouver une expression de $\dot{m}_{ext.}^{HP3}$ en fonction des variables connues au moment où est appelée la fonction rech_RE4 . D'après le schéma de la boucle système 4.1 qui fait référence pour notre étude, nous pouvons exprimer autrement les débits impliqués dans le bilan ci-dessus.

1. Débit $\dot{m}^{sech.}$ des condensats du sécheur :

$$\dot{m}^{sech.} = (1 - x^{HP3}) (\dot{m}_{tot}^{HP3} - \dot{m}_{ext.}^{HP3}) \quad (4.18)$$

où le facteur $(1 - x^{HP3})$ traduit le fait que seule la phase liquide du sécheur rejoint le

dégazeur.

2. Débit \dot{m}^{RE3} de l'eau provenant du réchauffeur RE3 :

$$\dot{m}_{tot}^{HP3} = \dot{m}^{RE3} + \dot{m}^{sech.} + \dot{m}_{ext.}^{HP3} \Leftrightarrow \dot{m}^{RE3} = x^{HP3} \left(\dot{m}_{tot}^{HP3} - \dot{m}_{ext.}^{HP3} \right) \quad (4.19)$$

l'équivalence étant obtenue en injectant l'expression (4.18) que l'on vient d'expliciter.

3. Simplification du débit \dot{m}^{ADG} de fluide sortant du dégazeur et arrivant à la bêche ADG. Il est obtenu en injectant les deux expressions précédentes dans l'équation de conservation de la masse d'eau du bilan (4.17) :

$$\dot{m}^{ADG} = \dot{m}^{RE5} + \dot{m}_{tot}^{HP3}. \quad (4.20)$$

On injecte ces trois expressions dans l'équation de conservation de l'énergie du bilan (4.17) :

$$\begin{aligned} \left(\dot{m}^{RE5} + \dot{m}_{tot}^{HP3} \right) h^{ADG} &= \dot{m}_{ext.}^{HP3} h_{ext.}^{HP3} + \dot{m}^{RE5} h^{RE5} + \left(1 - x^{HP3} \right) \left(\dot{m}_{tot}^{HP3} - \dot{m}_{ext.}^{HP3} \right) h^{sech.} \\ &+ x^{HP3} \left(\dot{m}_{tot}^{HP3} - \dot{m}_{ext.}^{HP3} \right) h^{RE3} \end{aligned}$$

Il suffit finalement d'isoler les termes facteurs de $\dot{m}_{ext.}^{HP3}$ pour obtenir l'expression recherchée :

$$\dot{m}_{ext.}^{HP3} = \frac{\dot{m}^{RE5} (h^{RE5} - h^{ADG}) + \dot{m}_{tot}^{HP3} \left[(1 - x^{HP3}) h^{sech.} + x^{HP3} h^{RE3} - h^{ADG} \right]}{x^{HP3} (h^{RE3} - h^{sech.}) + h^{sech.} - h_{ext.}^{HP3}} \quad (4.21)$$

ce qui achève la démonstration en rappelant que $h^{sech.}$ est égale à la chaleur latente de condensation H_L aux conditions de température et de pression à l'échappement de la turbine HP (hypothèse de non perte de charge entre l'échappement de la turbine HP et l'entrée dans le dégazeur).

4.1.4.3 Les réchauffeurs à une zone d'échange thermique

Ces réchauffeurs sont en fait des condenseurs. Leur modélisation est donc similaire à celle des réchauffeurs à deux zones sans purge mais sans le terme lié à la zone de refroidissement des condensats. Une fois que la vapeur se condense, elle ne participe plus à aucun échange thermique avec un autre fluide.

$$\dot{m}^c (h_e^c - H_L) = \dot{m}^f (h_s^f - h_e^f). \quad (4.22)$$

4.1.5 Le condenseur

Le condenseur est situé après la turbine basse pression et permet d'évacuer l'énergie interne résiduelle de la vapeur qui n'a pu être convertie en énergie mécanique de rotation. Dans les centrales à circuit de refroidissement ouvert, c'est-à-dire celles où toute l'eau prélevée en amont de la centrale est restituée réchauffée en aval, le condenseur est un volume parallélépipédique composé de milliers de tubes dans lesquels circule l'eau de refroidissement⁵. Ses performances sont principalement affectées par la qualité du vide maintenu dans l'enceinte; en effet, pression et température étant liées pour un fluide diphasique, l'abaissement de la pression de vapeur saturante favorise la condensation de la vapeur et donc l'évacuation de chaleur. La physique du condenseur est complexe du fait de la taille de l'appareil et de la complexité de la géométrie du faisceau de tubes (en forme de poumons). La vapeur circulant de haut en bas dans le faisceau, le titre vapeur augmente à mesure que la vapeur pénètre dans le condenseur, ce qui induit une variabilité des échanges thermiques. Nous invitons le lecteur à se référer à des études tenant compte de ces effets pour prolonger cette analyse [GPZ19, EBG12, TK04, RRG00].

De manière évidente, il est nécessaire d'évaluer le transfert thermique entre la vapeur et l'eau de refroidissement pour évaluer l'échauffement de l'eau de refroidissement après un passage dans les

5. La plupart des centrales sont en fait équipées d'un circuit de refroidissement fermé. Dans ces cas-là, ce n'est pas l'eau liquide mais l'air atmosphérique qui constitue la source froide, et la condensation a lieu dans les fameuses tours aéroréfrigérantes. Le choix des tours plutôt qu'une rivière ou un fleuve est motivé par plus de souplesse en terme de respect de la loi sur le réchauffement des cours d'eau.

tubes du condenseur. Le modèle 0D que nous avons implémenté ne prévoit pas un calcul de chaleur échangée tenant compte des spécifications techniques des tubes du condenseur (conductivité thermique, bouchage des tubes, distance entre les tubes...) puisqu'elles sont rarement explicitement décrites en détails dans la littérature. Nous utilisons plutôt un bilan d'énergie classique (cf. schéma 4.1) :

$$W_{\text{à évacuer}} = \dot{m}^c (h_e^c - H_L) + \dot{m}^{\text{RE1}} (h^{\text{RE1}} - H_L) \quad (4.23)$$

avec H_L l'enthalpie de vapeur à saturation, h_e^c l'enthalpie de la vapeur entrant dans le condenseur qui arrive avec un débit massique \dot{m}^c , et \dot{m}^{RE1} le débit massique de vapeur issue des condensats du réchauffeur RE1 d'enthalpie h^{RE1} .

Dans cette équation, la connaissance de la chaleur latente H_L nécessite de connaître les conditions de pression (ou de température, puisqu'il n'y a qu'un seul degré de liberté en vertu de la règle des phases [Gib78]) dans l'enceinte condenseur. En l'absence des jeux de courbes de vide du constructeur donnant la pression régnant dans l'enceinte du condenseur en fonction du débit d'eau de circulation dans les tubes, de la température de l'eau froide ainsi que de la charge du réacteur [AO18, CS05], il a fallu établir un modèle capable de contourner cette difficulté. Comme pour les turbines ou les réchauffeurs à deux zones, nous avons étudié un modèle implicite et un modèle explicite.

4.1.5.1 Modèle implicite du condenseur

Dans le modèle implicite, nous avons construit un calque d'une abaque de courbe de vide en nous inspirant des courbes constructeurs de la référence [Lév90, fig.5].

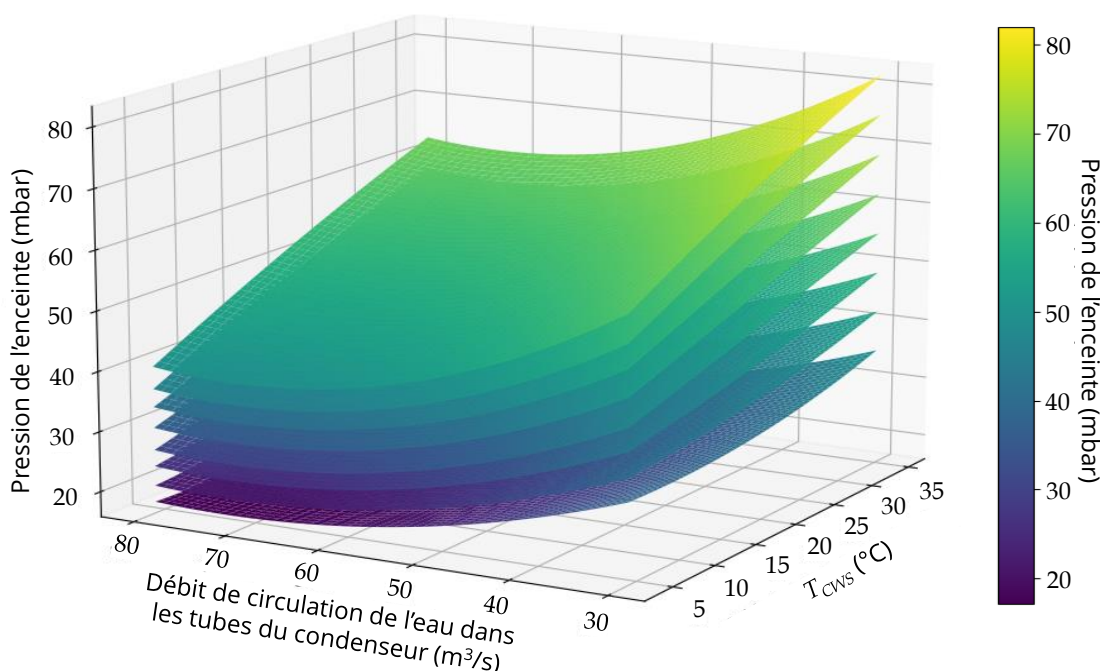


Figure 4.8 – Hypothèse du modèle implicite du condenseur : construction d'une pseudo-abaque des courbes de vide du condenseur.

4.1.5.2 Modèle explicite du condenseur

Dans le modèle explicite, la pression régnant dans l'enceinte du condenseur est le résultat d'un processus itératif sur la boucle système entière. Le critère de convergence est l'estimation du nombre de tubes que doit détenir le condenseur pour évacuer toute la chaleur résiduelle, que nous comparons à chaque itération au nombre réel connu grâce à [Mar19, tab.6.6], soit 95208 tubes

pour les REP P4/P'4 et 72032 pour les CPY. La méthode de convergence employée est la méthode de la sécante (cf. bloc « Itération » sur la figure 4.9).

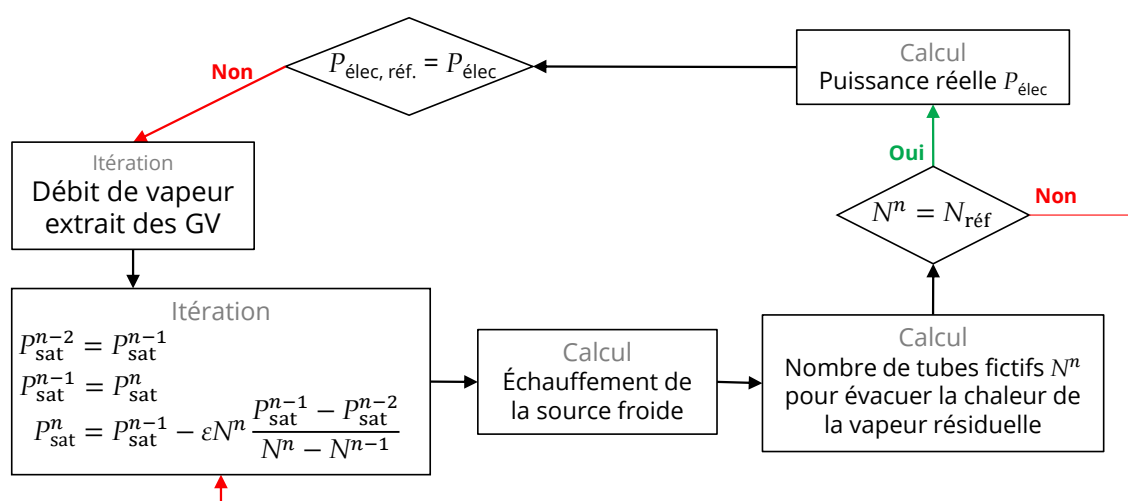


Figure 4.9 – Schéma bloc du modèle explicite du condenseur. Nous faisons apparaître la correspondance avec le schéma bloc de l’algorithme de pilotage (figure 3.15).

Le calcul du nombre de tubes fictifs N^n est réalisé en appliquant la méthode ϵ -NUT [Inc+07, chap. XI, part. 4] dont on donne les étapes successives ci-dessous.

1. Calcul du coefficient de convection externe K_e : on utilise la formule issue de [Lév90, chap. I, part. 2, §2] telle que

$$K_e = 3.022 \left(\frac{\lambda_c^3 h_e^c \rho_c^2 g}{d_e \mu_c \Delta T} \right)^{0.25} \quad (4.24)$$

avec λ_c , ρ_c et μ_c respectivement la conductivité thermique, la masse volumique et la viscosité dynamique des condensats de la vapeur chaude, h_e^c l’enthalpie de la vapeur à l’entrée du condenseur, d_e le diamètre des tubes, g la constante de pesanteur et ΔT la différence entre la température de vapeur saturante T_e^c et celle du film à la surface des tubes (prise égale à la température de l’eau circulant dans le tube en supposant que l’épaisseur des tubes suffisamment fine pour le permettre). Notons ici que le coefficient K_e ne peut être calculé à partir des corrélations de Žukauskas [Žuk72] adaptées aux réseaux de tubes car les conditions sur l’écoulement au sein du condenseur ne sont pas adéquates à l’utilisation de ces formules.

2. Calcul du coefficient de convection interne K_i : nous utilisons la corrélation de Dittus-Boelter car les conditions d’écoulement le permette [Inc+07, éq.8.60].
3. L’efficacité du condenseur est égale à :

$$\epsilon = \frac{\Delta T_{CWS}}{T_e^c - T_{CWS}} \quad (4.25)$$

où T_e^c est la température de la vapeur entrant dans le condenseur, T_{CWS} la température de la source froide à l’entrée des tubes et ΔT_{CWS} est l’échauffement de cette eau à travers le condenseur. On en déduit le nombre d’unité de transfert NUT pour la configuration d’un condenseur de REP :

$$\text{NUT} = -\log(1 - \epsilon). \quad (4.26)$$

Physiquement, le NUT s’interprète comme une variable quantifiant le pouvoir d’échange thermique d’un échangeur.

4. Enfin, on obtient le nombre de tubes théorique pour évacuer la chaleur avec la pression de

saturation courante (itération n) :

$$\text{NUT} = \frac{\text{Coefficient d'échange thermique} \cdot \text{Surface d'échange}}{\dot{m}^f C_p^f} \iff N^n = \frac{\text{NUT} \cdot \left(\frac{1}{K_e} + \frac{1}{K_i}\right) \dot{m}^f C_p^f}{\pi d_e L_{\text{tube}}} \quad (4.27)$$

avec L_{tube} la longueur des tubes, \dot{m}^f et C_p^f respectivement le débit et la capacité calorifique de l'eau de refroidissement qui y circule.

La méthode ϵ -NUT est très couramment utilisée pour dimensionner un échangeur de chaleur. Comme le montre le protocole ci-dessus, il est possible de conduire une étude de conception et de dimensionnement de la surface d'échange de l'échangeur en fonction des flux thermiques dont on a besoin. À l'inverse, connaissant les dimensions géométriques d'un échangeur, il est possible de calculer l'échange thermique entre les fluides en présence.

4.2 Applications des modèles et éléments de vérification

4.2.1 Courbes de vide et rendement du réacteur

Nous présentons ici les résultats obtenus en exécutant le modèle complet de la boucle système avec les modèles explicites pour les turbines, les réchauffeurs et le condenseur, les modèles implicites étant moins rigoureux d'un point de vue physique car davantage dépendants d'hypothèses numériques issues de la littérature. D'abord, nous présentons sur un diagramme thermodynamique pression-enthalpie (ou diagramme de Mollier) l'évolution du tracé du cycle de Hirn lors de la simulation d'une rampe de puissance décroissante (de 100% PN à 30% PN).

L'eau entrant en bas du générateur de vapeur se voit transmettre la chaleur du circuit primaire, à pression et température constantes correspondant aux conditions de saturation de l'enceinte (point GV(b) à GV(h)). La vapeur sèche est ensuite redirigée vers la turbine haute pression où elle subit une détente non isentropique : la non idéalité étant visible sur le diagramme en remarquant que le passage du point GV(h) au point HP3 ne suit pas une ligne droite mais une trajectoire courbe. À chaque étage traversé de la turbine s'opère une chute d'enthalpie, en abscisse sur le graphe : comme évoqué dans la partie précédente, cette chute d'enthalpie est convertie en énergie cinétique ainsi qu'en énergie de rotation aux pales des turbines. En sortie du corps haute pression la vapeur passe dans le groupe sécheur-surchauffeur : après une séparation à pression et température constantes des phases liquide et vapeur permettant de se repositionner aux conditions de saturation, on surchauffe la vapeur afin d'anticiper la détente à venir dans la turbine basse pression. En effet, les étapes de détente chargent la vapeur en humidité, et les gouttelettes d'eau peuvent dégrader les pales de turbine au vu des débits massiques de vapeur mis en jeu dans un tel circuit. La détente dans le corps basse pression est analogue à celle du corps haute pression, si ce n'est que la variation d'enthalpie est bien plus importante ; on notera également la non idéalité de la turbine de par sa trajectoire courbe avant d'atteindre l'entrée du condenseur. Le passage de BP4 au condenseur est un simple changement d'état à pression et température constantes, comme c'était le cas dans le générateur de vapeur. Les étapes suivantes sont celles du poste d'eau froide : on remonte la pression du circuit avec des pompes (CEX et TPA) supposées idéales, c'est-à-dire isenthalpique (pas d'échange de chaleur ni d'énergie mécanique hors du système). On supposera le passage dans les chaînes de réchauffeur sans perte de charge aucune. Il faut noter la particularité de l'arrivée en sortie du dégazeur RE4 : la pression y est sensiblement plus faible que dans les circuits qui lui sont liés (sortie RE4, purges de condensats du réchauffeur RE5) ce qui provoque leur pulvérisation dès qu'ils pénètrent l'enceinte du dégazeur. Après réchauffage de l'eau dans le poste d'eau haute pression, l'eau revient à saturation en bas du générateur de vapeur, ce qui clôture la boucle système de ce modèle.

En notant l'échelle logarithmique en ordonnée et sachant que le travail utile se calcule grâce à l'aire du cycle dans un diagramme P-H, on observe une rétraction du cycle thermodynamique entre le régime de base (orange) et la basse puissance (bleue turquoise). En revanche, la variation de flux de chaleur injecté dans le cycle est moins évidente : on observe ainsi un allongement du segment

$h_{GV(h)} - h_{GV(b)}$ à l'issue de la baisse de charge mais un raccourcissement du segment $h_{\text{Surchauffeur}} - h_{HP3}$, par exemple.

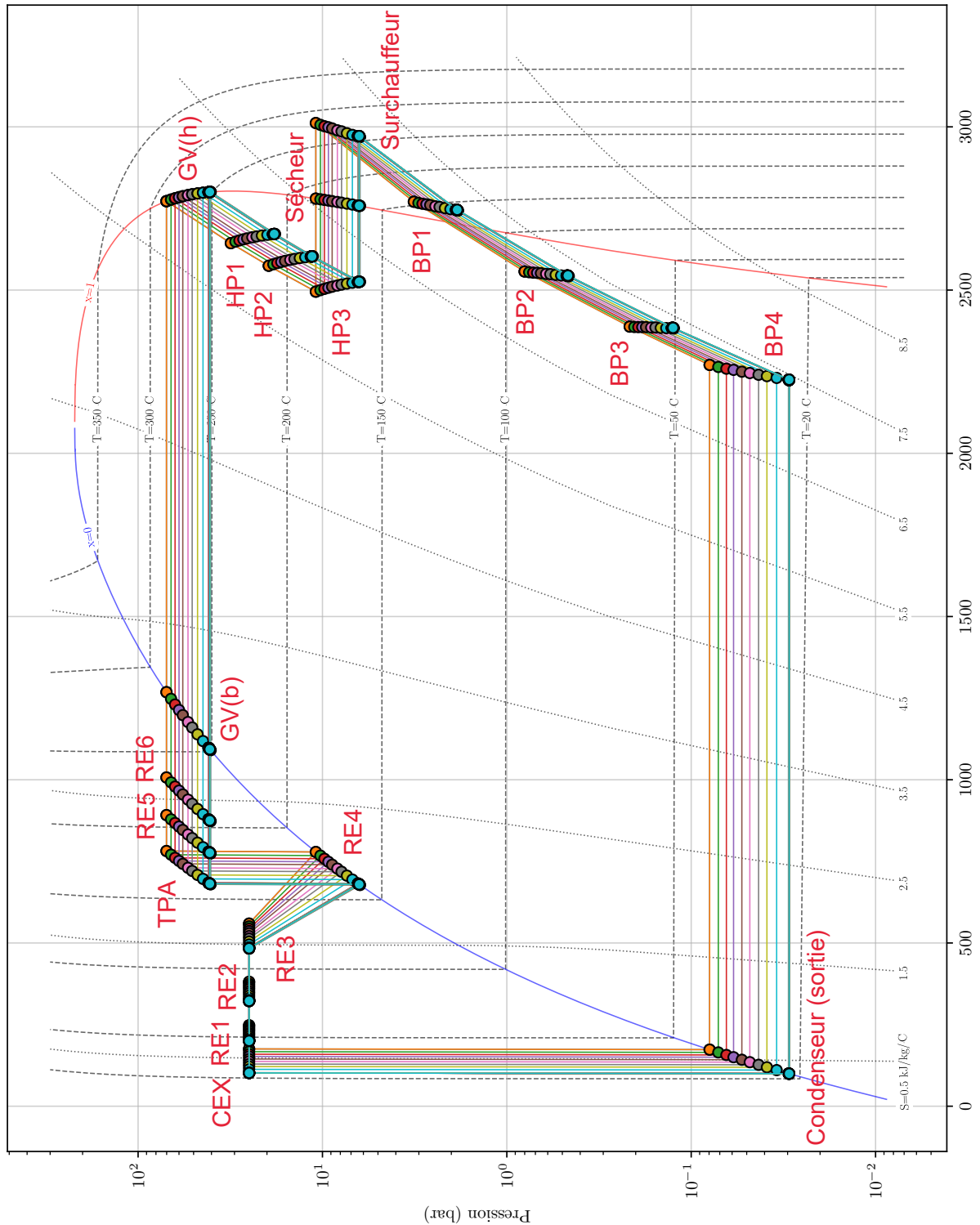


Figure 4.10 – Diagramme de Mollier du cycle de Hirn d'un réacteur P4/P'4 pour une baisse de charge. Le cycle orange correspond au régime nominal, et le cycle bleu turquoise l'arrivée sur le palier bas. On retrouve les valeurs d'enthalpie e_n abscisse et de pression en ordonnée (noter l'échelle logarithmique).

Nous présentons sur la figure 4.11 le rendement (à gauche) et la pression de l'enceinte conden-

seur (à droite) pour différentes valeurs de température de la source de refroidissement T_{CWS} . La baisse de la pression dans l'enceinte condenseur avec la baisse de charge est également visible sur le diagramme de Mollier au point BP4.

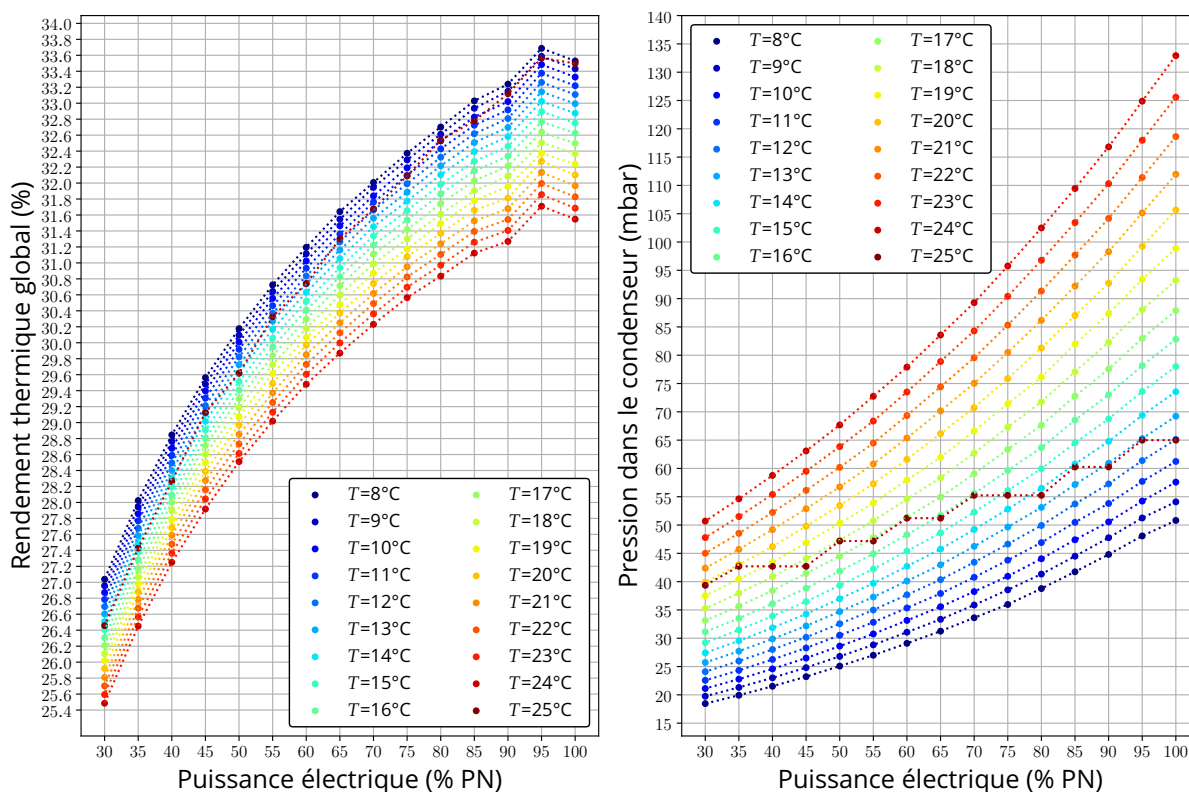


Figure 4.11 – Rendement thermique (à gauche) et pression dans l'enceinte du condenseur (à droite) d'un réacteur P4/P'4 en fonction de la température de la source de refroidissement.

On observe que le rendement d'une centrale nucléaire se dégrade non seulement lorsque la charge diminue, mais également lorsque la source de refroidissement se réchauffe. Ce sont des résultats en accord avec les études conduites sur le sujet par d'autres auteurs. Il faut raisonner de causes à effets pour interpréter ce résultat. Considérons le réacteur à une puissance quelconque fixe. Pour cette puissance, d'après les courbes de vide, qui illustrent la dépendance de la pression dans l'enceinte du condenseur en fonction de la température de l'eau froide et de la charge du réacteur (figure 4.11 à droite), une eau de refroidissement plus fraîche à l'entrée des tubes induit une plus faible pression de vapeur saturante dans l'enceinte du condenseur. Cela traduit que les échanges thermiques entre la vapeur et l'eau froide circulant dans les tubes du condenseur sont facilités. Par conséquent, à débit de vapeur égal, le nombre calculé de tubes fictifs du condenseur excédera le nombre de tubes réels lorsque l'eau de refroidissement est plus froide. Pour maintenir l'égalité du nombre de tube estimés par la méthode NUT et le nombre réel de tubes, la boucle itérative diminue progressivement la quantité de vapeur admise à la turbine jusqu'à convergence. Pour conclure, à charge fixée et lorsque la température de l'eau de refroidissement diminue, moins de vapeur est requise pour satisfaire la demande électrique : c'est ce qui explique l'augmentation du rendement dans une telle situation (figure 4.11 à gauche).

Notons également que le réseau de courbes de vide de notre condenseur ont un profil très comparable à celles des références [Lév90] ou [Lak+10, fig.3], à part pour la courbe correspondant à une température d'eau de refroidissement de 25°C, qui est aberrante : lors de la simulation, on observe en effet une sortie des tables thermodynamiques de l'eau au cours du schéma itératif sur le calcul du nombre de tubes fictifs (figure 4.9), qui empêche la convergence et arrête prématurément le calcul.

Nous trouvons des valeurs de pression de vide légèrement surestimées par rapport aux condenseurs typiques de REP (de l'ordre de la dizaine de millibar). Nous analysons la cause de cette erreur en traçant sur un diagramme de Kiviati l'erreur entre l'enthalpie de la vapeur du circuit principal de notre modèle explicite avec l'enthalpie du cycle de référence publié dans [Mar19, fig.6.9] à chaque point du cycle de Hirn (figure 4.12).

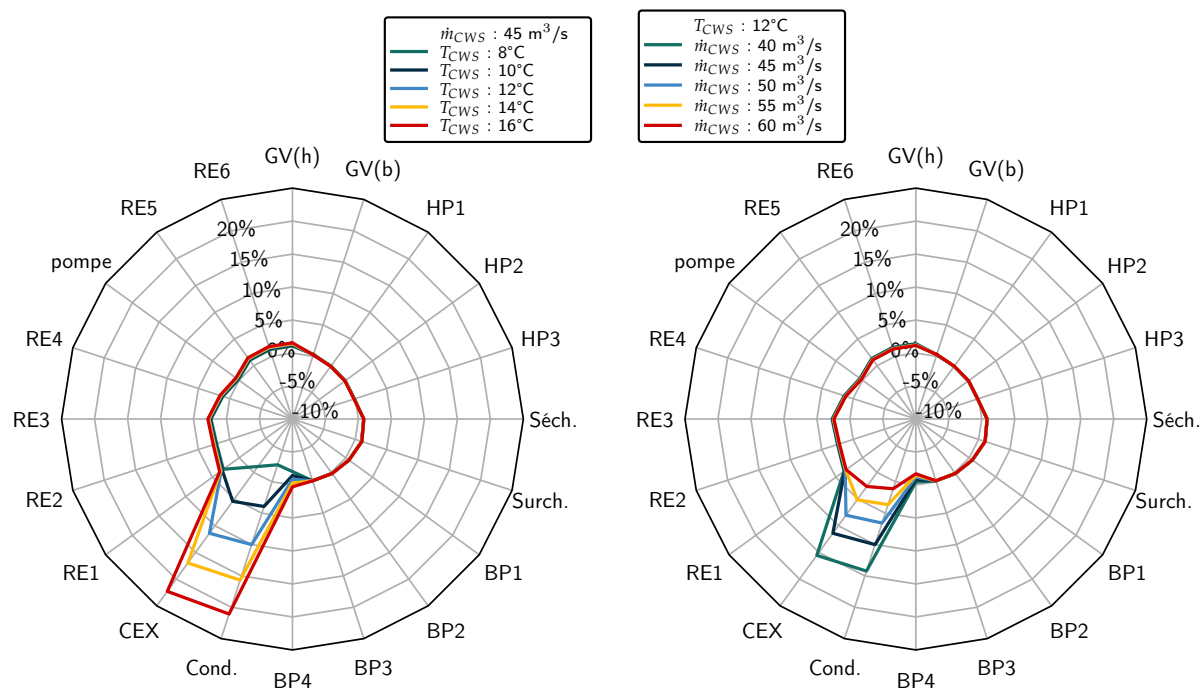


Figure 4.12 – Évolution le long du cycle de Hirn de l'erreur relative entre l'enthalpie de la vapeur du circuit principal de notre modèle explicite avec l'enthalpie du cycle [Mar19, fig.6.9]. Sorties d'un transitoire de 100% PN à 30% PN avec pente de $-3\%PN/min$ avec le pilote ALGO.

La cycle de référence [Mar19, fig.6.9] à partir duquel nous calculons l'erreur relative de notre modèle par rapport à la théorie ne donne ni les conditions de température de la source froide, ni les conditions de débits de circulation de l'eau dans les tubes, ce qui est une piste d'explication pour interpréter les erreurs relatives montrées sur le graphe de gauche et de droite respectivement. Il est probable mais incertain que le cycle de référence ait été obtenu pour des conditions de fonctionnement standard, c'est-à-dire à $T_{CWS} \approx 15^\circ C$ pour une pression dans l'enceinte du condenseur égale à 52 mbar, avec un débit d'eau voisins de $45 m^3/s$. Pour ces conditions, notre modèle présente moins de 5 % d'erreur relative en tout point du cycle sauf au niveau du condenseur, ce qui confirme que nous surestimons l'enthalpie et donc la pression de l'enceinte par rapport à un cycle réel. L'erreur absolue est de l'ordre de la vingtaine de kJ/kg. La figure 4.12 met également en évidence l'augmentation de l'erreur sur l'enthalpie de la vapeur lorsque T_{CWS} augmente, ce qui est attendu car la pression dans l'enceinte augmente. On observe également sur le diagramme de droite que le débit de circulation de l'eau froide dans les tubes du condenseur est effectivement un paramètre dont nous devons tenir compte dans un réseau de courbe de vide : un débit d'eau plus faible tend à diminuer le coefficient de convection et donc à augmenter l'enthalpie des condensats de la vapeur du circuit principal.

Enfin, on trace l'échauffement de l'eau de refroidissement acquis entre l'entrée et la sortie des tubes du condenseur.

- Plus la charge du réacteur augmente, plus l'échauffement de l'eau est prononcé, et ce quelle que soit la température de la source de refroidissement. C'est logique : la quantité de vapeur

admise aux turbines augmente avec la charge, il faut donc évacuer plus de chaleur à 100 % PN qu'à 30 % PN.

- De manière plus surprenante, l'échauffement de l'eau est plus marqué pour des eaux de refroidissement plus chaude à charge fixée (13.8 °C à $T_{CWS} = 24$ °C contre 12.2 °C à $T_{CWS} = 8$ °C pour une charge de 100 % PN). Cette observation corrobore l'évolution du rendement montré en figure 4.11 (gauche) : plus l'eau de refroidissement est chaude, plus le rendement se dégrade, donc plus il y a besoin de vapeur pour satisfaire la demande de production d'électricité. Par conséquent, il faut évacuer plus de chaleur au niveau du condenseur lorsque l'eau de refroidissement se réchauffe, ce qui explique l'augmentation de l'échauffement de l'eau de la source froide quand elle traverse le condenseur.

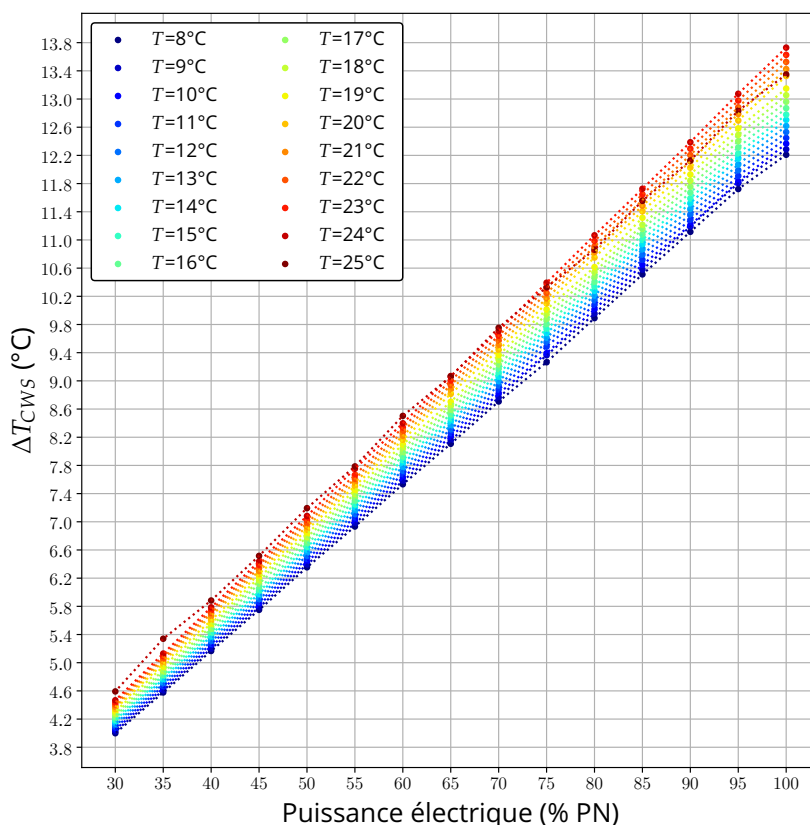


Figure 4.13 – Échauffement de l'eau de refroidissement entre l'entrée et la sortie des tubes du condenseur d'un réacteur P4/P'4 en fonction de sa température d'entrée. Sorties d'un transitoire de 100% PN à 30% PN avec pente de -3% PN/min avec le pilote ALGO.

4.2.2 Comparaisons avec des réacteurs du parc en exploitation

On ne peut que constater et souligner le manque de données expérimentales permettant de valider non seulement ce modèle de condenseur, mais de manière plus générale la plupart des modèles de cycle de thermodynamique d'une chaudière REP[Mat23]. Dans ce paragraphe, nous présentons des résultats de simulations de vrais historiques de production de certains réacteurs du parc sur un mois entier afin de comparer les rejets thermiques de notre réacteur numérique avec un vrai réacteur en exploitation. Pour cela, nous utilisons les données mensuelles publiées dans les rapports environnementaux publics d'EDF. Le choix des réacteurs et des périodes simulées n'est pas aléatoire :

- notre modèle correspond à un circuit de refroidissement ouvert, ce qui restreint l'étude à peu de réacteurs du parc;
- nous ne modélisons des historiques de production de puissance mensuels que si les réacteurs d'une même CNPE ont fonctionné en mode suivi de charge sans coupure (pas d'arrêt

de tranche); nous pouvons cependant simulé les mois où l'un des réacteurs n'a rien produit pendant tout le mois alors que l'(les) autre(s) ont fonctionné normalement.

Dans cette étude, nous lisons les historiques de production réels consultables sur le site de RTE [19b] afin de ne pas tenir compte du téléajustement des réacteurs. Seuls les transitoires de suivi de charge sont simulés le cas échéant (figure 4.14).

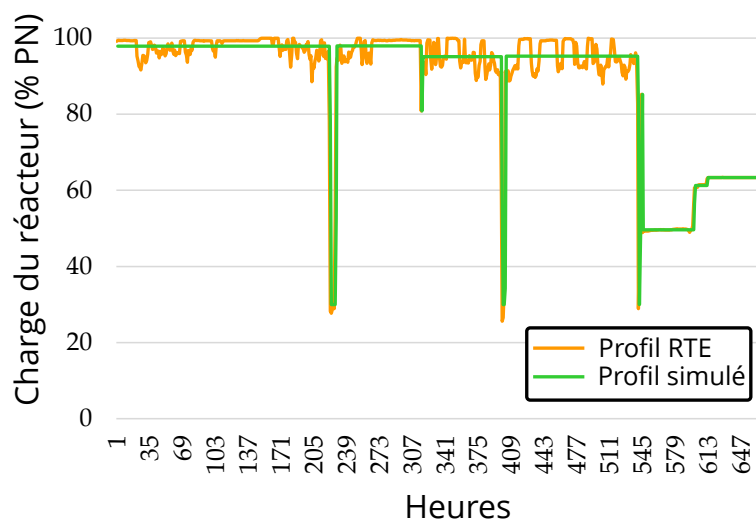


Figure 4.14 – Profil de production simulé issu d'un lissage du profil de production publié par RTE [19b] (réacteur 1 de la centrale de Saint-Alban pendant le mois de février 2019).

Dans le cadre d'un CNPE constitué de deux réacteurs, nous calculons l'échauffement de l'eau après mélange avec le bras principal du cours d'eau comme selon l'équation (4.28). Typiquement, pour la centrale de Saint-Alban, les valeurs de débit du fleuve Q_{tot} seront prises égales à celles mesurées quelques kilomètres en amont, au niveau de la station de mesure de Ternay [19a] (les débits sont pris constants sur la journée en prenant la valeur moyenne mesurée en station, et nous les présentons en annexe A.2). Les autres CNPE sont en bord de mer; on compare avec les rapports d'EDF les valeurs d'échauffement directement à la sortie des tubes.

$$\text{Pour la centrale de Saint-Alban : } T_{\text{mélange}} = \frac{(Q_{\text{tot}} - 2Q_{\text{réacteur}})T_e + 2Q_{\text{réacteur}}T_s}{Q_{\text{tot}}} \quad (4.28)$$

où T_e et T_s sont respectivement la température de l'eau à l'entrée et à la sortie des tubes du condenseur. Nous avons également simplifié les capacités calorifiques de l'eau en considérant que la variation de température n'induit pas de variations significatives sur leurs valeurs. La salinité de l'eau est prise en compte, le cas échéant (centrales en bord de mer mais pas celles en bord de rivière). Enfin, contrairement aux valeurs de débit des rivières, il n'existe aucune archive en ligne donnant les variations de température journalières des cours d'eau sur un mois entier. Nous sommes donc contraints de garder une température d'eau de refroidissement constante sur le mois entier (nous prenons celle indiquée par les rapports d'EDF pour chaque réacteur, qu'il soit en bord de rivière ou sur la côte Atlantique). Les résultats des rejets thermiques calculés figurent dans le tableau 4.4.

Les résultats de régression montrent que les modèles implicites et explicites présentent une erreur absolue de l'ordre du degré (en valeur moyenne) sur la valeur d'échauffement mensuelle. Nous trouvons presque systématiquement des valeurs d'échauffement supérieures à celles des rapports d'EDF, ce qui est cohérent avec le fait que notre modèle surestime *a priori* l'échauffement de l'eau (figure 4.12). Pour la plupart des réacteurs situés en bord de mer, les écarts entre les rejets thermiques des rapports EDF et ceux calculés par notre modèle montrent des erreurs relatives plus importantes. Au contraire, les résultats pour la centrale de Saint-Alban (la seule de l'étude qui se trouve en bord d'une rivière) semblent nettement plus prometteurs. Cette différence de régression selon la nature du réacteur témoigne d'une faille dans notre plan d'expérience, plus précisément dans la manière dont nous post-traitons les simulations des réacteurs en bord de mer. En effet, contrairement aux calculs de la centrale de Saint-Alban où nous avons accès au débit journalier

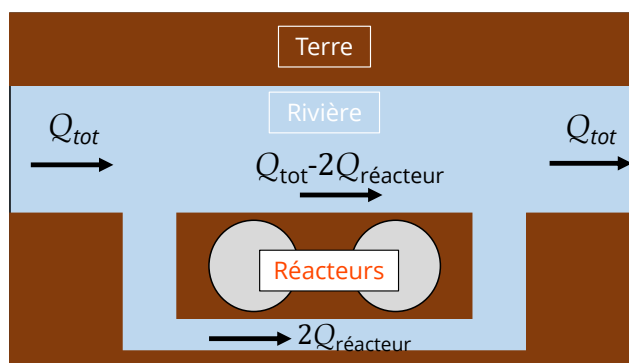


Figure 4.15 – Schéma de déviation du cours d'eau principal pour alimenter le circuit tertiaire d'une CNPE en bord de rivière.

Table 4.4 – Comparaison entre les rejets thermiques publiés dans les rapports environnementaux d'EDF et ceux calculés par les modèles implicites et explicites de notre modèle de boucle système.

Date	Échauffement de référence (°C)	Modèle IMP	Modèle EXP
CNPE de Saint-Alban (réf. [19e])			
Fév. 2019	1.17 (min. : 0.77; max. : 1.67)	1.19 (min. : 0.66; max. : 1.76)	1.20 (min. : 0.46; max. : 1.79)
Mai 2019	1.62 (min. : 0.89; max. : 2.51)	1.65 (min. : 0.82; max. : 2.27)	1.66 (min. : 0.76; max. : 2.34)
Juin 2019	1.45 (min. : 0.86; max. : 2.51)	1.56 (min. : 0.87; max. : 2.47)	1.57 (min. : 0.84; max. : 2.50)
Août 2019	2.05 (min. : 1.31; max. : 2.90)	2.19 (min. : 1.41; max. : 3.17)	2.21 (min. : 1.42; max. : 3.19)
Oct. 2019	1.10 (min. : 0.33; max. : 1.98)	1.13 (min. : 0.29; max. : 2.23)	1.12 (min. : 0.26; max. : 2.22)
CNPE de Penly (PE1) (réf. [20b])			
Avr. 2020	12.1 (max. : 12.5)	12.34 (max. : 12.46)	13.23 (max. : 13.66)
CNPE de Penly (PE2) (réf. [20b])			
Avr. 2020	10.9 (max. : 12.5)	11.4 (max. : 12.64)	11.89 (max. : 13.9)
Juin 2020	11.4 (max. : 12.3)	12.24 (max. : 12.78)	12.2 (max. : 13.1)
Juill. 2020	11.6 (max. : 12.3)	12.68 (max. : 12.84)	12.7 (max. : 13.0)
Sep. 2020	11.7 (max. : 12.3)	8.05 (max. : 8.15)	7.85 (max. : 8.15)
CNPE de Flamanville (réf. [19c])			
Avr. 2019	12.9 (max. : non fourni)	13.42	13.7
Mai 2019	13.1 (max. : non fourni)	13.2	13.5
Juin 2019	12.9 (max. : non fourni)	13.5	13.8
Juill. 2019	13.0 (max. : non fourni)	11.0	11.1
Août 2019	12.8 (max. : non fourni)	8.96	8.88
CNPE de Paluel (réf. [19d, 20a])			
Sep. 2019	9.2 (max. : 10.2)	11.11 (max. : 11.4)	11.1 (max. : 11.5)
Nov. 2019	11.3 (max. : 12.8)	10.5 (max. : 10.64)	10.5 (max. : 10.7)
Août 2020	12.8 (max. : 14.0)	11.39 (max. : 11.48)	11.3 (max. : 8.05)

du Rhône pour calculer la température de l'eau après mélange (équation 4.28), nous n'avons pas accès à suffisamment d'information sur les débits de l'eau au puit de rejet pour les centrales en bord de mer. En conclusion, le modèle de boucle système semble pertinent pour l'analyse de rejets thermiques de centrales en bord de rivière, mais inadapté aux centrales positionnées sur la côte Atlantique de la France.

On notera que les deux modèles obtiennent des résultats semblables sur la base de cette expérience. Cependant, cette étude ne permet pas de juger lequel des deux modèles est le plus adapté pour la simulation d'un réacteur nucléaire. Il semble toutefois que le modèle explicite soit plus adéquat pour estimer les rejets thermiques de la centrale de Penly, en bord de mer : en effet, on observe une réduction de l'erreur aléatoire (alignement des points de régression).

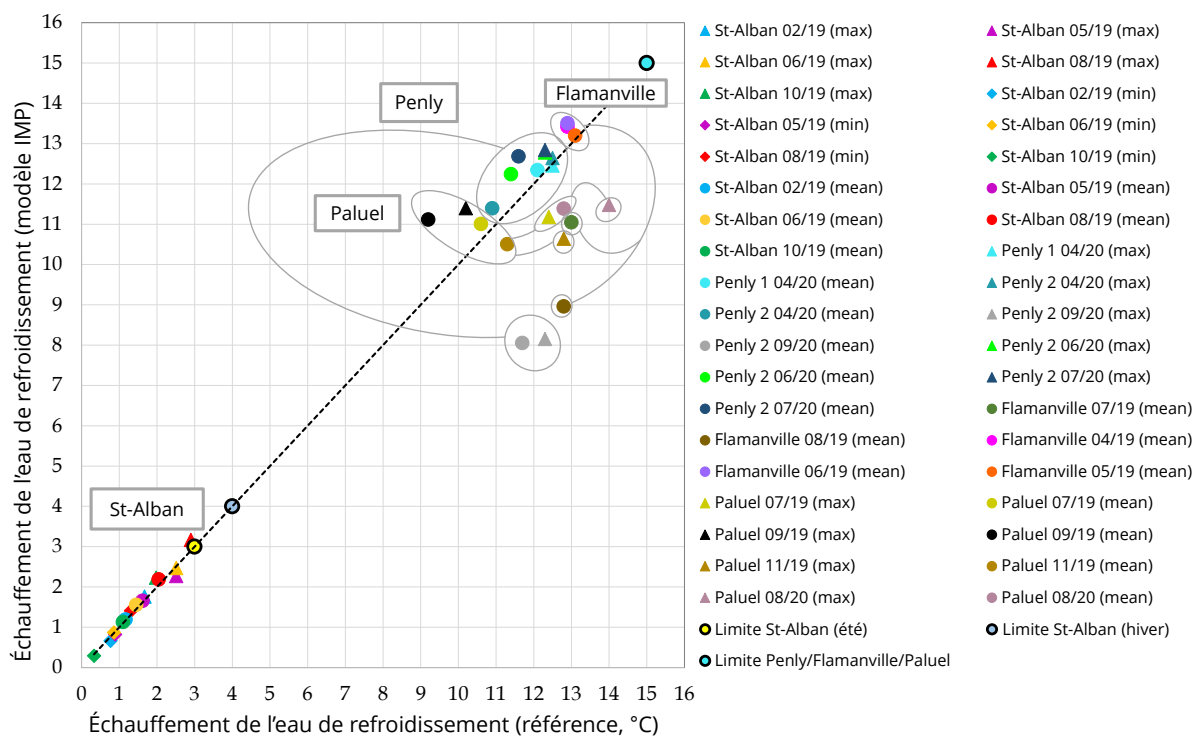


Figure 4.16 – Confrontation du modèle IMP avec les données de référence pour l'échauffement de l'eau de refroidissement sur divers mois des années 2019 et 2020.

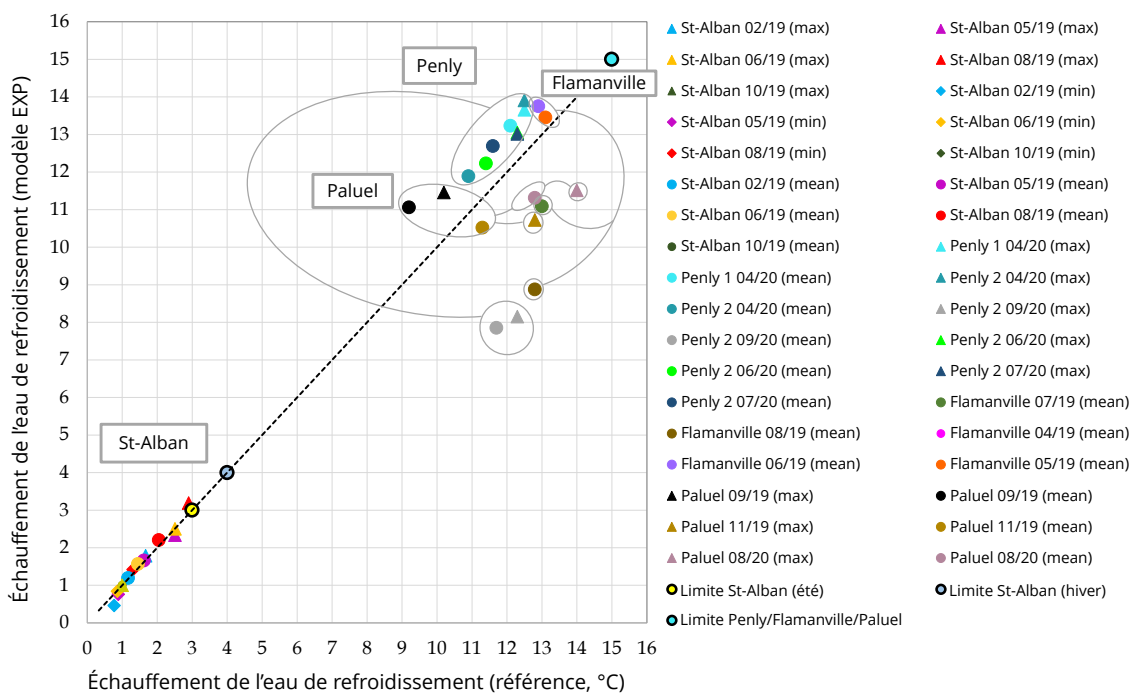


Figure 4.17 – Confrontation du modèle EXP avec les données de référence pour l'échauffement de l'eau de refroidissement sur divers mois des années 2019 et 2020.

Nous présentons en figure 4.18 une simulation de variation de l'échauffement de l'eau après mélange en aval d'un CNPE de deux réacteurs de 1300 MW.

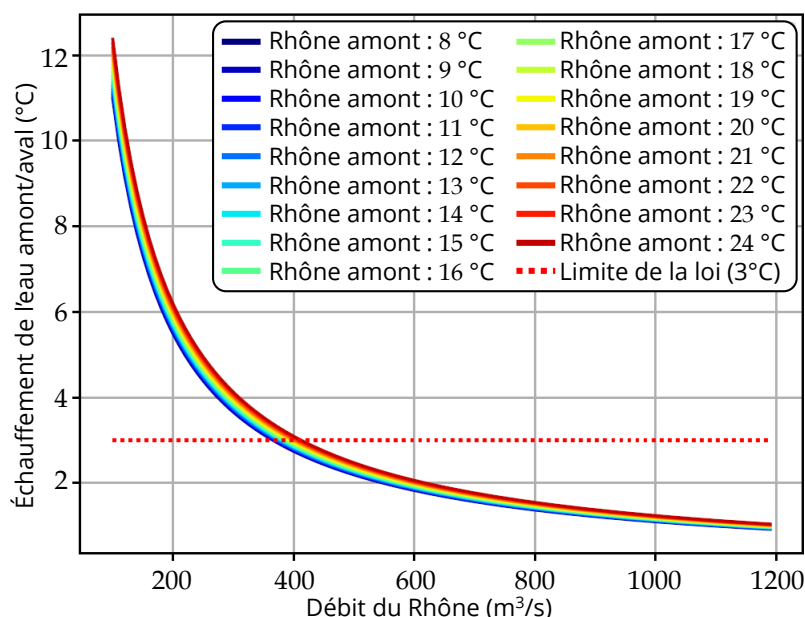


Figure 4.18 – Échauffement de l'eau de refroidissement en aval d'un CNPE à deux réacteurs P4/P'4 fonctionnant à 100 % PN pour différentes valeurs du débit du fleuve. La limite de 3°C fixée par la loi est celle de la période estivale (du 16 mai au 30 septembre). Le reste de l'année, cette limite est fixée à 4°C.

Ce graphe montre que la limite d'échauffement du cours d'eau fixée par la loi ⁶ à 3 °C en période estivale (du 16 mai au 30 septembre) est dépassée lorsque son écoulement devient inférieur à 400 m³/s, ce qui a été le cas en juillet 2022 au niveau de la centrale de Saint-Alban. D'après [22], le débit moyen du Rhône à cette période était de 420 m³/s, ce qui a obligé le CNPE à demander une autorisation de dérogation temporaire pour dépasser la limite de rejets thermiques à la rivière sur ce mois. Sans être une étude rigoureuse pour valider notre modélisation de circuit système, cet exercice montre que nous avons modélisé un cycle de Hirn avec les bons ordres de grandeur.

Pour conclure, signalons que ce dernier graphe met en lumière de possibles contraintes fortes sur la gestion des réacteurs du CNPE de Saint-Alban, le seul étant équipé de réacteurs P4/P'4 pourvus d'un circuit de refroidissement en boucle ouverte au bord d'un fleuve (c'est également le cas du CNPE du Tricastin, par exemple, mais ce sont des réacteurs du palier CPY). Dans son rapport de diagnostic de la situation hydrologique du Rhône [BRL22], l'Agence de l'eau Méditerranée Corse publie un tableau de synthèse à l'horizon 2055 de la variation du débit du Rhône attendus au niveau de la station de Ternay, celle dont nous nous sommes servis pour obtenir les résultats de ce chapitre. En particulier, en se plaçant dans le scénario RCP 8.5 ⁷, les valeurs minimales des débits futurs naturels quinquennaux secs en 2055 sont celles que nous compilons dans le tableau 4.5.

Nous constatons qu'en se plaçant dans des hypothèses fortes liées aux effets du changement climatique sur les périodes d'étiage du Rhône, les deux réacteurs P4/P'4 du CNPE de Saint-Alban pourraient ne pas fonctionner à pleine puissance tout le long des mois d'août et de septembre, voire de juillet à octobre (on rappelle que pour le mois d'octobre, la limite de rejets thermiques passe à +4°C puisqu'il s'agit de la période de fonctionnement hivernal). Rappelons que ces prédictions ont été étudiées à titre indicatif, en tant qu'exercice d'application du modèle 0D que nous décrivons dans ce chapitre. Les interprétations portant sur la performance des réacteurs dans le futur qui en découlent doivent donc être émises avec précaution et appuyées par des modèles complexes plus qualifiés, ce qui est une perspective de ce travail de recherche.

6. Article EDF-SAL-105 de la décision ASN n° 2014-DC-0469.

7. C'est l'un des scénarios pessimiste étudié par le Groupe d'experts Intergouvernemental sur l'Évolution du Climat (GIEC) dans lequel les émissions de gaz à effet de serre d'origine anthropique se poursuivent au-delà de 2100, augmentant la température moyenne sur Terre de +3.7°C d'ici la fin du siècle.

Table 4.5 – Débits minimaux futurs naturels quinquennaux secs en 2055 du Rhône à Ternay [BRL22, page 437], et rejets thermiques mensuels prédit par le modèle 0D.

Mois	Débit du Rhône projeté (m ³ /s)	Dépassement de l'échauffement autorisé (figure 4.18)
Janvier	1099	Non
Février	937	Non
Mars	806	Non
Avril	641	Non
Mai	575	Non
Juin	565	Non
Juillet	417	Possible
Août	360	Possible
Septembre	292	Possible
Octobre	316	Possible
Novembre	418	Non
Décembre	860	Non

4.2.3 Conséquences sur le pilotage du REP

La procédure de recalibrage du groupe de compensation de puissance (GCP) est réalisée environ tous les deux mois sur les réacteurs actuellement en exploitation. Lors de la baisse de puissance caractéristique de l'essai EP-RGL4, et comme le souligne [Ker08, chap. VII, part. 2, §3] : « le rendement de la tranche est étroitement lié aux conditions [atmosphériques] au moment de l'essai. » Pour s'assurer d'avoir un groupe de barres de contrôle parfaitement calibré, il faudrait donc construire autant d'abaques G3 que de conditions de refroidissement envisagées pour les deux mois d'exploitation continue, autrement dit pour explorer un éventail de possibilités en ce qui concerne la loi du rendement du réacteur en fonction de la puissance électrique produite. De tels manœuvres ne sont logiquement pas possibles pour des raisons techniques. Pourtant, comme le montre les diagrammes de pilotage en figure 4.19 obtenus pour un suivi de charge de type créneau avec un palier de 6 heures à 30 % PN, des conditions de refroidissement distinctes pour une même courbe de calibrage GCP peut amener l'axial offset à dériver vers les valeurs d'axial offset positives.

L'abaque G3 employée pour la réalisation des trois transitoires a été calculée pour une source de refroidissement en conditions standards à 15°C. Dans cet exemple, il apparaît que la gestion de l'axial offset est toujours très satisfaisante lorsque la source froide est à 24 °C (courbe bleue); on observe en effet que l'évolution du point de fonctionnement dans la rampe de reprise de charge du créneau se superpose presque parfaitement avec la rampe de baisse de charge 6 heures auparavant. En revanche, avoir une source froide à 8 °C déstabilise le profil axial du puissance du réacteur (courbe rouge) : on observe ainsi une dérive de l'axial offset plus marquée tout le long du palier bas. Au final, lors de la reprise de charge, l'opérateur fictif ALGO franchit la limite du domaine de fonctionnement autorisé. Cette simulation montre donc que la réalisation d'un même transitoire affecte le pilotage du réacteur, en induisant un décalibrage de l'abaque G3. Par conséquent, le défaut de puissance ne peut pas être correctement compensé par le GCP, ce qui induit une dérive de l'axial offset sur les paliers de puissance.

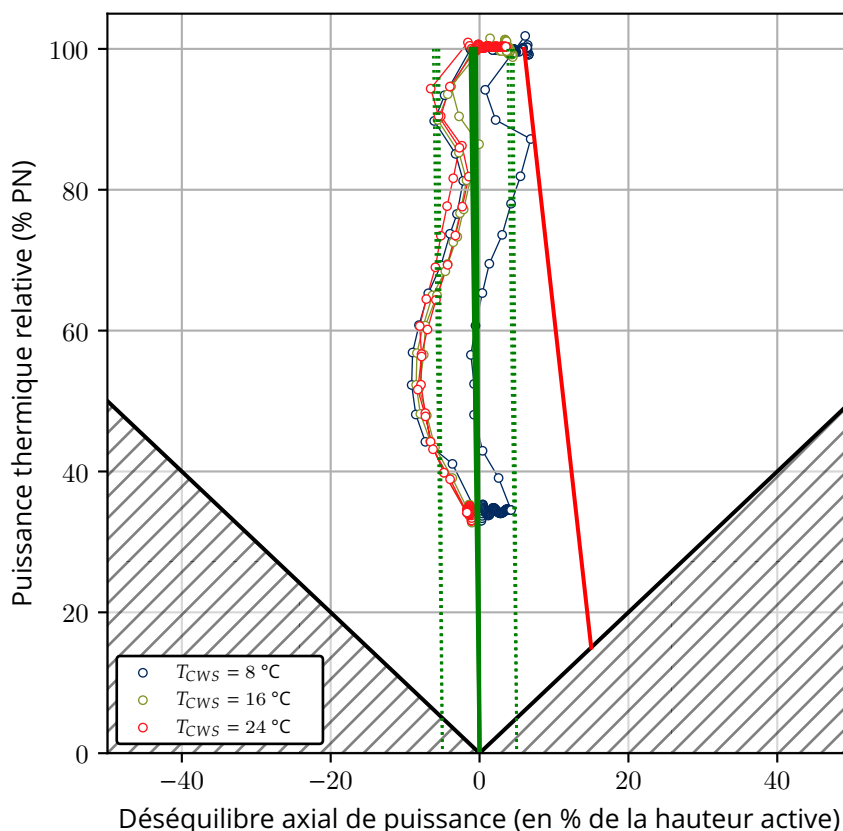


Figure 4.19 – Point de fonctionnement dans le diagramme de pilotage d'un réacteur de 1300 MW en gestion GEMMES en début de cycle, pour 3 valeurs de température de la source de refroidissement.

4.3 Conclusion

Dans un contexte de réchauffement de certains cours d'eau (cf. [Poi+15] pour le Rhône) depuis lesquels est parfois puisée l'eau du circuit de refroidissement d'une centrale productrice d'électricité, nous avons souhaité rendre compte des effets d'épisodes de sécheresse sévère sur le rendement d'une centrale. Pour cela nous avons présenté dans ce chapitre le couplage entre le circuit primaire et le circuit système conventionnel d'un réacteur nucléaire du palier P4/P'4. Ce modèle 0D est construit sur la base d'un recoupement d'informations techniques issues de la littérature, ainsi qu'en formulant des hypothèses de modélisation fortes sur chacun des éléments composant la boucle. Dans la mesure où ce modèle permet de calculer *en ligne* le rendement de la centrale, il est un paramètre important pour le pilotage du réacteur puisqu'il renseigne l'opérateur sur la puissance thermique cœur à atteindre pour délivrer une consigne de puissance électrique nette au réseau. Au vu des hypothèses formulées, ce modèle est bien-sûr imparfait et n'est pas comparable à une boucle chaînée simulée sur un code industriel tel que CATHARE2®; cependant, il permet de rendre compte avec de bons ordres de grandeur sur les états thermodynamiques de la vapeur à chaque point de la boucle et donc d'évaluer les rejets thermiques de la centrale.

Deuxième partie

Optimisation du mode de pilotage et de la distribution d'un transitoire "parc" sur un couple de réacteurs nucléaires à eau pressurisée

Chapitre 5

Préambule à l'optimisation évolutionnaire multi-objectifs

Ce chapitre introductif à la science de l'optimisation a pour objectif de présenter les concepts fondamentaux ayant trait aux algorithmes évolutionnaires multi-objectifs. Nous détaillerons plus particulièrement le principe des algorithmes basés sur la décomposition de l'espace objectif (MOEA/D), lesquels ont montré des performances notoires pour l'optimisation bi-objectifs du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée.

5.1	Notions d'algorithmes évolutionnaires multi-objectifs	106
5.1.1	Définitions et vocabulaire	106
5.1.2	Principes de résolution	107
5.2	L'algorithme MOEA/D	108
5.2.1	Décomposition de l'espace objectif	108
5.2.2	Approche de Tchebychev : angles de décomposition	111
5.2.2.1	Dans le cadre d'un problème bi-objectifs	111
5.2.2.2	Généralisation à des problèmes multi-objectifs	113
5.2.3	Algorithme MOEA/D-S	113
5.3	Application à l'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée	116
5.3.1	Travaux antérieurs à la thèse	116
5.4	Conclusion	117

5.1 Notions d'algorithmes évolutionnaires multi-objectifs

Dans cette section, nous énonçons le vocabulaire générique affilié à la résolution de problèmes d'optimisation. Les notions abordées sont communes à tout type de problème, quelle que soit la méthode adoptée pour les résoudre, qui fera l'objet de la partie suivante.

5.1.1 Définitions et vocabulaire

Un très grand nombre de problèmes d'ingénierie font intervenir de multiples de variables dont les valeurs fixent des critères techniques à optimiser. Lorsque les systèmes sont complexes et qu'il n'est pas envisageable de tester toutes les solutions de paramétrage possibles, il est nécessaire de s'appuyer sur des méthodes numériques d'optimisation. Un problème d'optimisation \mathcal{P} consiste à trouver toutes les solutions qui optimisent une fonction objectif f définie sur un ensemble \mathcal{X} appelé l'espace de recherche (ou encore l'espace de décision) à valeurs dans l'espace objectif \mathcal{F} (ou l'espace de fitness) associé à \mathcal{P} [Ver16, chap. I, part. 1]. Ainsi, si \mathcal{P} est un problème de minimisation à m objectifs, alors une formulation possible du problème est :

$$\begin{aligned} \mathcal{P} &:= \text{« Minimiser } f: \mathcal{X} \rightarrow \mathcal{F} \\ &\quad x \mapsto f(x) = (f_1(x), f_2(x), \dots, f_m(x)) \\ &:= \text{« Trouver tous les éléments } \mathcal{X}^* \subset \mathcal{X} \text{ qui minimisent } f. \text{»} \end{aligned} \quad (5.1)$$

Il suffit de remplacer $f(x)$ par $-f(x)$ dans l'expression ci-dessus dans le cas où \mathcal{P} est un problème de maximisation de la fonction objectif f . Le choix des meilleures solutions dans l'espace de recherche se base ainsi sur la comparaison des éléments de \mathcal{F} entre eux, notamment par la relation de dominance entre solutions, terme défini dans l'encadré 1.1.

Définition 1.1: relation de dominance au sein de l'espace de recherche

Soit un problème d'optimisation multi-objectifs et \mathcal{X} son espace de recherche. Soit \mathcal{F} l'espace objectif du problème de dimension $m \geq 2$ construit comme l'image de \mathcal{X} par l'application $f: x \in \mathcal{X} \mapsto (f_1(x), f_2(x), \dots, f_m(x))$. Soient a et b deux éléments de \mathcal{X} .

Dans le cadre d'un problème de minimisation des objectifs, on dit que la solution a domine la solution b et on note $a < b$ si et seulement si on a [ED18, déf. 5] :

$$\begin{cases} \forall i \in [1, m], f_i(a) \leq f_i(b) \\ \exists i \in [1, m], f_i(a) < f_i(b). \end{cases} \quad (5.2)$$

Dans le cadre d'un problème de maximisation, il suffit de prendre les signes d'inégalité contraires.

C'est sur la base de cette relation qu'est déterminé l'ensemble \mathcal{X}^* des solutions non dominées du problème [Ver16, déf. 2] :

$$\forall x^* \in \mathcal{X}^*, \forall x \in \mathcal{X} \cap \overline{\mathcal{X}^*}, x^* < x. \quad (5.3)$$

L'ensemble $\mathcal{F}^* = f(\mathcal{X}^*)$ est appelé front de Pareto du problème [Ver16, déf. 3], en référence à son interprétation géométrique dans l'espace objectif; en effet, il en constitue une frontière. Une représentation simplifiée mais néanmoins très parlante de chacun de ces ensembles est proposée en figure 5.1, qui illustre le cas d'un problème de minimisation bi-objectifs avec un espace de recherche de dimension 3.

Un problème d'optimisation est dit multi-objectifs lorsqu'au moins deux objectifs doivent être conjointement optimisés. Ces critères sont souvent contradictoires, c'est-à-dire que l'optimisation de l'un entraîne une dégradation de l'autre. Dans ce genre d'étude, le choix de la solution privilégiée se fait en fonction de l'importance qui est accordée à chacun des objectifs du problème. Au final, la résolution d'un problème multi-objectifs aboutit le plus souvent à une multitude de solutions de l'espace de recherche qui se discriminent en fonction du compromis retenus par rapport aux critères du problème.

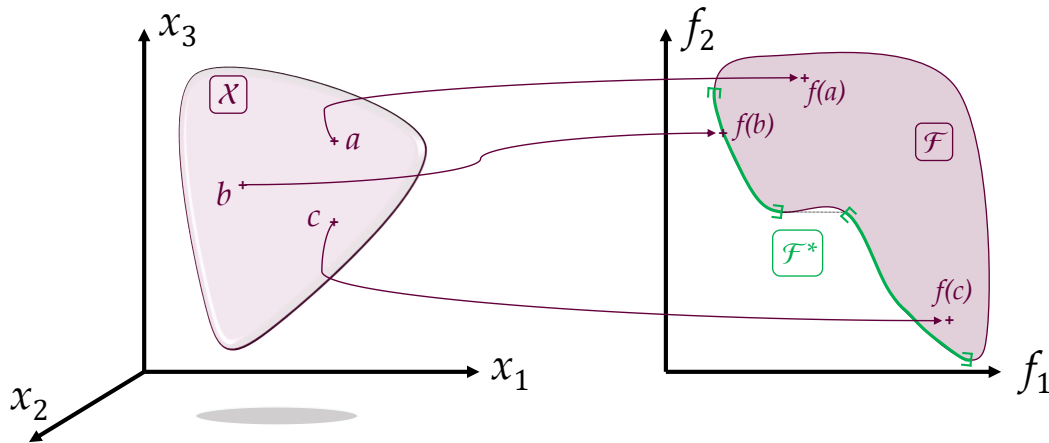


Figure 5.1 – Schéma illustrant les différents ensembles dans un problème bi-objectifs ($m = 2$) avec un espace de recherche X de dimension 3. Parmi les trois solutions schématisées, seule la solution b est Pareto optimale ($b \in X^*$) puisque $f(b) \in \mathcal{F}^*$. Notons que ce schéma illustre un exemple de problème de minimisation des critères f_1 et f_2 ; en cas de maximisation, l'ensemble \mathcal{F}^* serait visible sur la frontière "opposée" du domaine \mathcal{F} sur le dessin à droite.

5.1.2 Principes de résolution

Il existe deux grandes catégories [GTS22] d'algorithmes d'optimisation pour la résolution de problèmes multi-objectifs (figure 5.2). Grâce à leur formulation mathématique tenant compte des contraintes et des objectifs à optimiser, les approches dites exactes permettent la résolution du problème multi-objectifs de manière complète. Ces approches sont peu utilisées dans le cadre de problèmes complexes puisque l'obtention des solutions Pareto optimales se font au prix de temps de calcul très élevés incompatibles avec les exigences des projets industriels nécessitant des démarches d'optimisation. Historiquement, les approches de résolution par métaheuristiques sont alors nées de cette volonté de résoudre des problèmes plus difficiles en des temps raisonnables [Sia14, CT18a]. Elles fournissent un cadre algorithmique indépendant du problème multi-objectifs à résoudre, c'est-à-dire un ensemble de méthodes à l'origine d'un éventail de stratégies de résolution, pour composer un algorithme d'optimisation heuristique [SG13]. Contrairement aux approches exactes, les métaheuristiques ne garantissent pas une résolution complète du problème multi-objectifs en trouvant l'ensemble exact des solutions non-dominées : elles aboutissent généralement à une approximation de cet ensemble qui satisfait un équilibre entre réduction du temps de calcul et représentativité des solutions Pareto optimales.

Nous pouvons assimiler toute métaheuristique à une recherche itérative de solutions non-dominées au moyen d'opérations stochastiques. Partant d'une population initiale échantillonnée dans l'espace de recherche, le problème est progressivement résolu par construction de l'ensemble des solutions non-dominées parmi toutes les solutions testées. Encore aujourd'hui, les développements en matière d'optimisation de nouvelles métaheuristiques sont majoritairement basés sur des modifications de l'un ou l'autre de ces deux aspects. Il existe toutefois des méthodes reconnues qui ont prouvé leur performance non seulement sur des études de *benchmarking* mais aussi sur des problèmes d'ingénierie appliqués : citons par exemple la méthode du recuit simulé, d'essaim particulaire, de colonie de fourmis ou de décomposition de l'espace objectif [CT18b, 98, ES03]. L'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée est étudiée au CEA de manière active depuis 2014, notamment au travers des recherches de M. Muniglia et V. Drouet [Mun17] et [Dro20]; l'emploi d'algorithmes évolutionnaires basés sur la décomposition de l'espace objectif a été privilégié au vu de la taille de l'espace de recherche (environ 10^{15} configurations possibles) et de la typicité du paysage de fitness. Ces travaux constituant le socle de départ de notre travail, nous avons opté pour le même type d'algorithme génétique pour l'optimisation du pilotage d'un couple de réacteurs nucléaires en mode suivi de charge : MOEA/D, pour **M**ulti **O**bjective **E**volutionary **A**lgorithm based on **D**ecomposition.

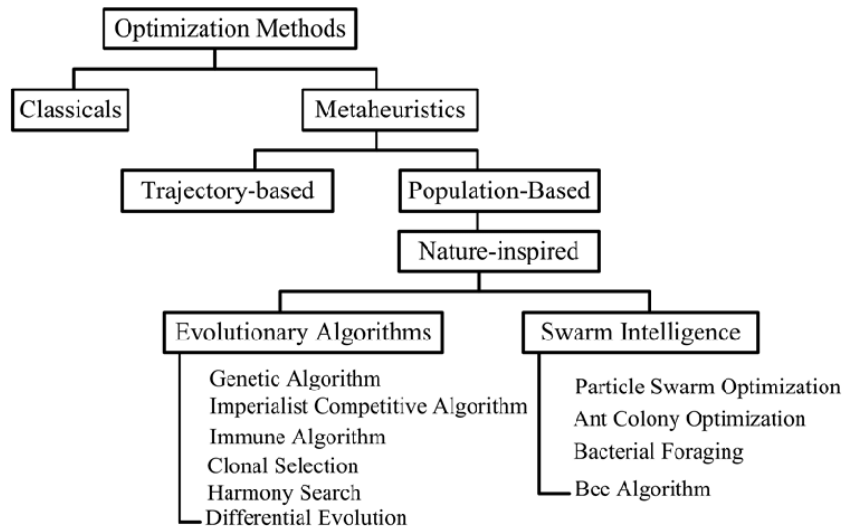


Figure 5.2 – Schéma bloc issu de [DCA15] des approches possibles pour la résolution d'un problème d'optimisation multi-objectifs. Les approches exactes sont parfois appelées *classiques* dans la littérature.

5.2 L'algorithme MOEA/D

5.2.1 Décomposition de l'espace objectif

L'algorithme MOEA/D a été proposé par Zhang et Li [ZL07]. Comme c'est le cas pour les algorithmes génétiques classiques, le principe de cet algorithme consiste à effectuer de manière itérative le schéma suivant jusqu'au respect d'un critère de convergence qui porte généralement sur un nombre d'itérations maximal de sorte à pouvoir comparer différentes méthodes d'optimisation entre elles [Gol89b, Hol92] :

1. d'abord, il convient d'identifier une population initiale de solutions, qui constitue la « génération 0 » de la recherche. Si dans la plupart des cas cette étape ne pose pas de problème, certains problèmes d'optimisation requièrent un travail fourni pour élaborer cette population (à l'image du *Traveling tournament problem* [VTB23]);
2. nous cherchons l'image de la population évolutive courante par la fonction objectif du problème. On associe ainsi à chaque élément de la population sa valeur dans l'espace objectif sur la base de laquelle nous établissons les relations de domination au sein de cette population;
3. par analogie avec les principes à la base de la théorie de l'évolution, nous appliquons à une sélection de bonnes solutions (ce peut être les meilleures solutions trouvées jusqu'à l'itération courante, par exemple) l'opérateur de mutation de solution : les solutions parentes se recombinent entre elles ou mutent simplement pour « donner naissance » à des solutions filles. Soulignons ici que plusieurs opérateurs existent - croisement, mutation polynomiale, ou encore SBX qui fixe de manière probabiliste le choix de l'opérateur à chaque fois qu'il est appelé [Wan+19] - et leur choix dépend entre autres de la nature du problème; espace de recherche combinatoire (espace discret) ou numérique (espace continu). Dans le cadre de cette thèse, nous avons employé un opérateur de mutation aléatoire à taux de mutation fixé, et en présence ou non d'une plage de mutation fixée. Nous reviendrons sur la définition de cet opérateur lors de la présentation de l'algorithme MOEA/D;
4. on obtient une nouvelle génération de la population en intégrant les solutions filles à la population évolutive courante. Dans un algorithme comme le MOEA/D, elles remplacent les solutions les moins satisfaisantes de sorte à conserver un nombre d'individus constant d'une génération à l'autre.

Ces trois étapes décrivent par ailleurs le principe de fonctionnement simplifié de l'algorithme NSGA-II (**N**on **D**ominated **S**orting **A**lgorithm de deuxième génération). [Deb+02] dont nous donnons un

schéma en figure 5.3.

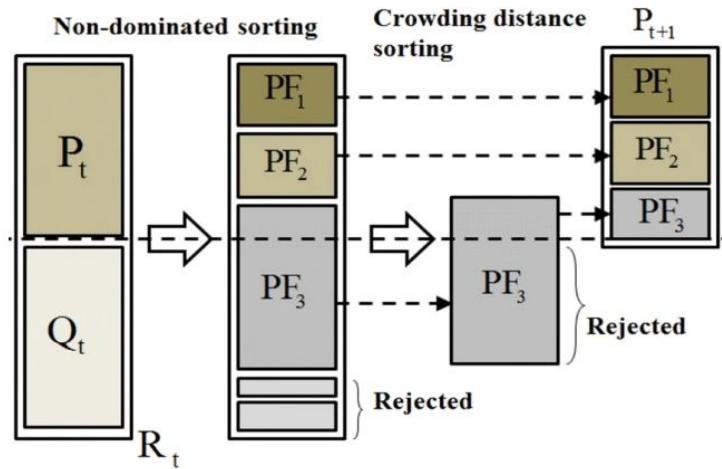


Figure 5.3 – Fonctionnement de l’algorithme génétique NSGA-II. Figure issue de [YK19]. La population évolutive au pas de temps t , notée R_t , est une concaténation de solutions parentes (population P_t) et de solutions filles (appelées Q_t sur la figure). L’image de cette population par la fonction objectif permet d’y dégager les solutions non dominées. Celles-ci sont ensuite réparties par régions sur le front de Pareto global (portions de front PF_1, PF_2, PF_3) selon une métrique propre à l’utilisateur (selon les critères qu’il souhaite favoriser, par exemple). Les solutions sélectionnées au sein des meilleures régions du front de Pareto (sur le schéma, ce sont toutes celles qui appartiennent à PF_1 et PF_2 avec une partie de PF_3) constitueront la population parente pour l’itération suivante, notée P_{t+1} . En mutant les éléments de P_{t+1} , on obtient une nouvelle population fille Q_{t+1} pour l’itération $t + 1$ (cette dernière étape n’est pas illustrée sur la figure).

La nouveauté proposée dans MOEA/D [ZL07] réside en un aspect purement géométrique de la stratégie de résolution d’un problème d’optimisation multi-objectifs. Ainsi, au lieu de mener globalement la recherche du front de Pareto et des solutions Pareto optimales associées, le problème général est subdivisé en sous-problèmes mono-objectif chacun caractérisé par une direction de recherche dans cet espace. C’est la résolution complètement indépendante ou bien partiellement communicante de chacun de ces nouveaux sous-problèmes qui permet d’explorer de manière efficace l’espace de recherche afin d’obtenir un front de Pareto le plus étendu possible. Mathématiquement, cette stratégie consiste à abandonner la résolution directe d’un problème tel que présenté en (5.1) pour lui préférer la résolution de N sous-problèmes dans leur direction de l’espace objectif notée $\lambda_q, 1 \leq q \leq N$. Ces problèmes s’écrivent :

$$\mathcal{P}_q := \ll \text{Minimiser } g_q : x \in \mathcal{X} \mapsto g_q(x) \gg \quad (5.4)$$

où g_q est appelée fonction d’agrégation ou de scalarisation. Cette dernière dénomination est plus parlante puisque nous calculons le scalaire $g_q(x)$ à partir d’une fonction f à valeurs dans un ensemble de dimension m (le nombre d’objectifs du problème). Nous donnons dans l’encadré 2.1 trois fonctions de scalarisation parmi les plus employées dans la littérature, à savoir la somme pondérée, la distance de Tchebychev et la norme- p . En outre, nous invitons le lecteur à se référer à [Chu20, Mie99] pour accéder à une revue exhaustive de ce type de fonctions dans un contexte d’optimisation combinatoire bayésienne multi-objectifs. Insistons sur un point essentiel pour la compréhension du principe de subdivision du problème général en sous-problèmes mono-objectif [IAN13] : on associe un poids w_q à chaque direction λ_q de l’espace objectif, qui s’interprète comme la contribution du sous-problème de direction λ_q à la résolution du problème multi-objectifs général. Les directions de résolution sont contenues dans un vecteur $\lambda = [\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_N]$, aussi appelé vecteur de *mappage*, et sont préférentiellement choisies de sorte à mailler l’ensemble de l’espace objectif pour permettre d’obtenir une approximation du front de Pareto avec le plus de diversité possible. Chaque élément $\lambda_q \in \lambda$ constituent de fait le vecteur directeur dans l’espace objectif de la droite passant par un point de référence z^* vers lequel tentent de converger tous les sous-problèmes mono-

objectif; c'est le point d'idéalité du problème multi-objectifs. La figure 5.4 présente un exemple de décomposition de l'espace objectif de la figure 5.1.

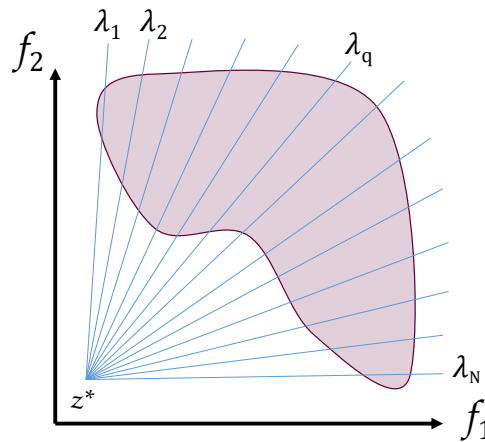


Figure 5.4 – Schéma illustrant le principe de la décomposition de l'espace objectif d'un problème bi-objectif en N directions.

Définition 2.1: fonctions de somme pondéré, de Tchebychev, et de norme- p

Soit un problème d'optimisation \mathcal{P} à m objectifs, de fonction objectif f et d'espace de recherche \mathcal{X} de dimension quelconque. On note $z^* = [z_1^*, z_2^*, \dots, z_m^*]$ le point de référence du problème. On décompose ce problème en N sous-problèmes $(\mathcal{P}_q)_{1 \leq q \leq N}$ mono-objectifs auxquels on assigne à chacun d'entre eux la fonction objectif g_q pour le poids w_q . Nous présentons ci-dessous trois expressions possibles pour g_q fréquemment rencontrées dans la littérature.

1. La fonction de somme pondérée :

$$\forall x \in \mathcal{X}, g_q(x|w_q) = \sum_{i=1}^m w_{qi} (f_i(x) - z_i^*).$$

2. La métrique de Tchebychev :

$$\forall x \in \mathcal{X}, g_q(x|w_q) = \max_{1 \leq i \leq m} w_{qi} |f_i(x) - z_i^*|.$$

3. La norme- p (métrique L_p) :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \forall p \in \mathbb{N}^*, g_q(x|w_q) = \left(\sum_{i=1}^m w_{qi} (f_i(x) - z_i^*)^p \right)^{\frac{1}{p}}.$$

Bien que l'article original du MOEA/D [ZL07] propose une méthode de construction générique de λ avec la méthode du simplexe, le choix du mappage de l'espace objectif est en réalité assez libre. Comme le montre la figure 5.5 (pour un problème tri-objectifs), il est par exemple possible de générer des directions de décomposition composant une hypersphère de l'espace. Le choix de la décomposition de l'espace objectif n'est pas trivial étant donné que la forme du front de Pareto n'est pas systématiquement connue à l'avance : selon que ce dernier présente des zones de concavité ou de convexité, certaines directions de la décomposition contribuent plus que d'autres à la résolution générale du problème multi-objectifs (comme le souligne [Jia+13]). Ainsi, la connaissance en amont du paysage de fitness associé à un problème d'optimisation est un réel atout pour accélérer la convergence d'un algorithme MOEA/D.

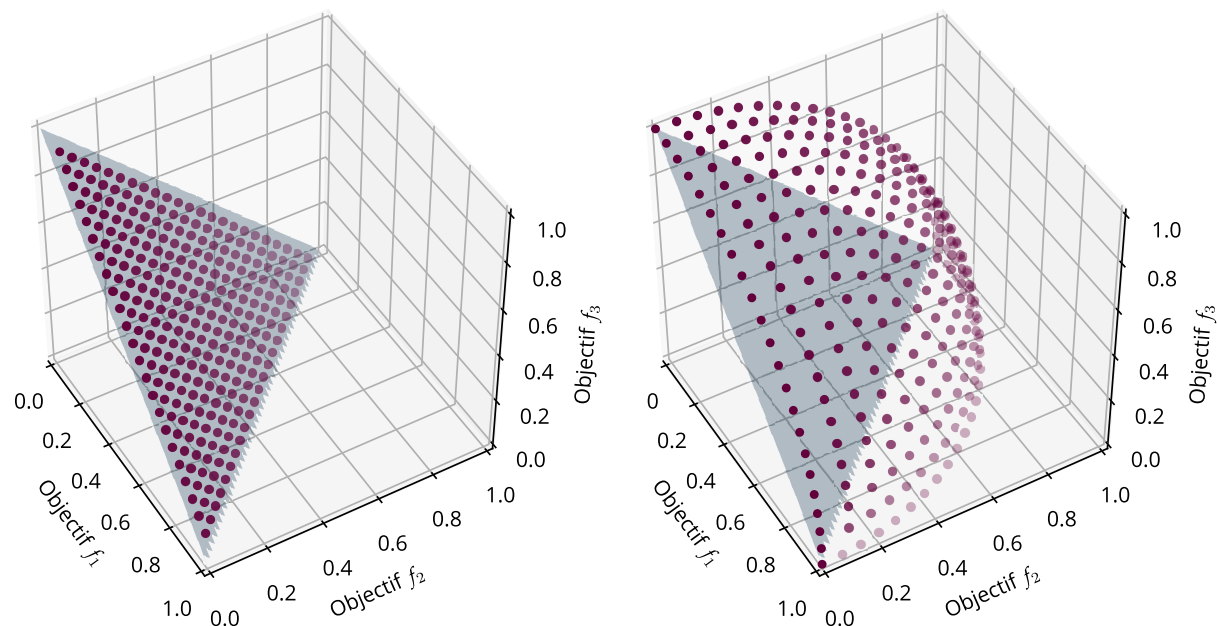


Figure 5.5 – Exemples de vecteurs de mappage pour la décomposition d'un problème à trois objectifs. À gauche, vecteurs de direction (violets) uniformément répartis sur l'hyperplan d'équation $f_1 + f_2 + f_3 = 1$ (gris) par la méthode d'échantillonnage [ZL07]. À droite, vecteurs de direction uniformément répartis sur l'hypersphère de rayon 1 et centrée sur l'origine du repère $(0, 0, 0)$ par la méthode d'échantillonnage [Jia+13]. Sur cette figure, le point d'idéalité z^* est aussi en $(0, 0, 0)$.

5.2.2 Approche de Tchebychev : angles de décomposition

5.2.2.1 Dans le cadre d'un problème bi-objectifs

En nous appuyant sur une démonstration visuelle et géométrique décrite dans [WZG13], nous démontrons par le calcul le principe selon lequel, dans un contexte d'optimisation bi-objectifs décomposé en N sous-problèmes, à chaque direction de recherche $\lambda_q = [\lambda_{q1}, \lambda_{q2}]$ caractérisant le sous-problème \mathcal{P}_q est associé le poids w_q tel que :

$$w_q = [w_{q1}, w_{q2}] = \left[\frac{\frac{1}{\lambda_{q1}}}{\frac{1}{\lambda_{q1}} + \frac{1}{\lambda_{q2}}}, \frac{\frac{1}{\lambda_{q2}}}{\frac{1}{\lambda_{q1}} + \frac{1}{\lambda_{q2}}} \right]. \quad (5.5)$$

Cette bijection est généralisable pour des problèmes d'optimisation de dimension supérieure, et constitue une étape importante pour la justification théorique de notre algorithme à vecteur de poids adaptatif évoqué dans le chapitre suivant.

Posons donc un problème bi-objectifs d'espace de recherche \mathcal{X} décomposé en N sous-problèmes mono-objectif. La fonction objectif du q -ième sous-problème \mathcal{P}_q de direction $\lambda_q = [\lambda_{q1}, \lambda_{q2}]$ et de poids $w_q = [w_{q1}, w_{q2}]$ est telle que :

$$g^{tc}(x|w_q) = \max [w_{q1}(f_1(x) - z_1^*), w_{q2}(f_2(x) - z_2^*)]. \quad (5.6)$$

Sous réserve d'existence d'une solution Pareto optimale du problème \mathcal{P}_q , alors il existe un point d'intersection entre le front de Pareto du problème général \mathcal{P} avec la droite de vecteur directeur λ_q passant par le point d'idéalité z^* (figure 5.6). On note x_q^* la solution Pareto optimale telle que $f(x_q^*)$ soit ce point d'intersection. L'expression paramétrique générale de la droite de vecteur directeur λ_q est :

$$\forall t \in \mathbb{R}^*, \begin{cases} f_1(x_q^*) &= \lambda_{q1}t + z_1^* \\ f_2(x_q^*) &= \lambda_{q2}t + z_2^* \end{cases}.$$

En fixant $t \in \mathbb{R}^*$ on obtient l'expression algébrique :

$$\lambda_{q1} (f_2(x_q^*) - z_2^*) = \lambda_{q2} (f_1(x_q^*) - z_1^*). \quad (5.7)$$

Par ailleurs, x_q^* étant une solution Pareto optimale et $f(x_q^*)$ appartenant au front de Pareto, on en

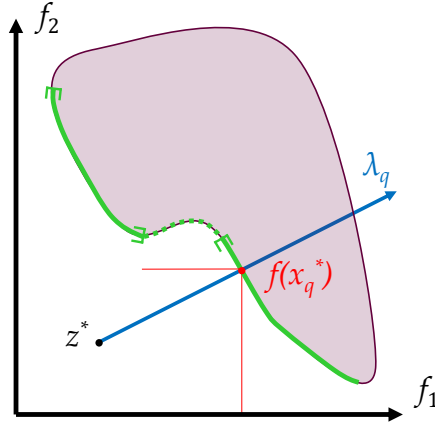


Figure 5.6 – Position du point $f(x_q^*)$ dans l'espace objectif, à l'intersection du front de Pareto du problème (en vert) et de la droite de vecteur directeur λ_q passant par z^* .

déduit que les deux termes impliqués dans le calcul de la distance de Tchebychev (dans l'argument du maximum) sont égaux, c'est-à-dire :

$$w_{q1} (f_1(x_q^*) - z_1^*) = w_{q2} (f_2(x_q^*) - z_2^*). \quad (5.8)$$

Remarque : l'équation (5.8) peut se démontrer par l'absurde, en s'appuyant sur la situation présentée en figure 5.6. Supposons ainsi que : $w_{q1} (f_1(x_q^) - z_1^*) < w_{q2} (f_2(x_q^*) - z_2^*)$. Géométriquement, le point $f(x_q^*)$ est donc placé quelque part sur la demi-droite horizontale rouge de la figure 5.6 dont l'origine est le point d'intersection avec le front de Pareto. Or tous les points composant cette demi-droite hormis l'origine sont associés à des solutions qui dominent x_q^* au sens de Pareto, ce qui contrevient à l'hypothèse que x_q^* est une solution Pareto optimale. En réitérant ce raisonnement avec l'hypothèse que $w_{q1} (f_1(x_q^*) - z_1^*) > w_{q2} (f_2(x_q^*) - z_2^*)$, qui implique d'observer cette fois la demi-droite verticale rouge de la figure 5.6, on en déduit par l'absurde l'égalité (5.8).*

En injectant l'équation (5.7) dans la relation (5.8), on trouve que :

$$\frac{w_{q1}}{w_{q2}} = \frac{\lambda_{q2}}{\lambda_{q1}}. \quad (5.9)$$

Ici, la manière dont sont construits les poids et les directions à l'issue de la décomposition du problème \mathcal{P} prend toute son importance : le formalisme retenu prévoit qu'un poids à deux coordonnées est tel que $w_{q1} + w_{q2} = 1$. Il en résulte une simplification de l'équation (5.9) :

$$w_{q1} = (1 - w_{q1}) \frac{\lambda_{q2}}{\lambda_{q1}} \iff w_{q1} = \frac{\frac{1}{\lambda_{q1}}}{\frac{1}{\lambda_{q1}} + \frac{1}{\lambda_{q2}}}. \quad (5.10)$$

On raisonne de même pour le calcul de w_{q2} . La relation (5.5) est donc démontrée dans un cadre bi-objectifs. Il est intéressant de constater que la relation (5.9) exprime le lien mathématique entre une direction de l'espace objectif et le poids qui lui est assigné dans la décomposition du problème

d'optimisation. Ainsi, avec l'approche de Tchebychev, on trouve une expression directe de l'angle θ de la droite de vecteur directeur $[\lambda_{q1}, \lambda_{q2}]$:

$$\theta = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \arctan \frac{w_{q2}}{w_{q1}} \\ \arctan \frac{w_{q1}}{w_{q2}} \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

Ce calcul d'angle est développé pour d'autres fonctions de scalarisation dans [Der+14], par exemple.

5.2.2 Généralisation à des problèmes multi-objectifs

Une généralisation de l'équation (5.5) pour des problèmes d'optimisation multi-objectifs de dimension $m > 2$ décomposés avec l'approche de Tchebychev est proposée dans [Mie99, p.98, th. 3.4.5]. Le théorème en question stipule que pour toute solution Pareto optimale x^* d'un problème multi-objectifs de dimension m quelconque, il existe un vecteur de poids non égal au vecteur nul $w_q \in \mathbb{R}^m$ tel que x^* soit la solution Pareto optimal du problème mono-objectif de poids w_q et de fonction objectif associée $g^{tc}(x|w_q)$. Un théorème équivalent pour les décompositions opérée avec l'approche de la somme pondérée est également démontré [Mie99, p.79, th. 3.1.4]. Ces résultats permettent de comprendre la fondamentale du lien établi entre directions et poids d'un problème multi-objectifs décomposé; en effet, si le choix des directions à l'initialisation d'un algorithme MOEA/D est habituellement réalisé de manière à couvrir une grande partie de l'espace de recherche, elles pourraient être choisies judicieusement afin de couvrir prioritairement certaines zones de l'espace objectif, notamment dans les régions où la présence de points Pareto-optimaux est espérée. Une telle démarche implique néanmoins d'avoir une connaissance suffisamment poussée du problème d'optimisation et de son paysage de fitness, ce qui est rarement le cas pour des problèmes d'ingénierie complexes tel que le pilotage d'un réacteur nucléaire. D'une manière générale, la littérature s'accorde sur les cas de problèmes multi-objectifs de dimension strictement supérieure à 2, où il est préférable de choisir initialement un vecteur de direction uniforme pour espérer la plus grande diversité possible sur le front de Pareto final du problème.

5.2.3 Algorithme MOEA/D-S

L'algorithme 1 présente un pseudo code de l'algorithme MOEA/D à résolution maître-ouvrier synchrone (MOEA/D-S) dans sa version la plus standard [ZL07]. Cette structure est à la base de l'algorithme MOEA/D avec adaptation du vecteur de poids (MOEA/D-AW) et d'une version asynchrone que nous développerons dans les deux prochains chapitres. Nous l'utiliserons dans le cadre d'un problème d'optimisation de dimension $m = 3$.

Après avoir initialisé les paramètres de l'algorithme (critère d'arrêt g_{max} sur le nombre maximal de générations évaluées, nombre N de directions décomposant l'espace objectif (le nombre d'individus dans la population évolutive sera prise égal au nombre de directions), taille T du voisinage de chaque direction, taux de mutation p), nous calculons le vecteur de direction λ avec la méthode du simplexe [ZL07]. Nous en déduisons le vecteur de poids w normalisé (analogue à équation (5.5) qui est valable pour le cas en 2D) ainsi que le vecteur de voisinage $\mathcal{B}(T, \lambda)$, que l'on définit dans l'encadré 2.2. Ensuite, nous fixons arbitrairement X , le vecteur contenant les individus de la population initiale de solutions, en échantillonnant l'espace de décision par la méthode de l'hypercube latin [Bla+19, part. 5, §2]. Nous en calculons l'image par la fonction objectif f , et créons ainsi le vecteur de valeur Z associé. Enfin, pour clôturer l'étape d'initialisation, nous générons le point de référence z^* du problème :

$$z^* = [z_1^*, z_2^*, \dots, z_m^*] \quad \text{où} \quad z_i^* = \min \{f_i(x), x \in X\}. \quad (5.12)$$

Définition 2.2: vecteur de voisinage

Soit un problème d'optimisation multi-objectifs décomposé sur N directions. On pose $\lambda = [\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_N]$. Soit T la taille du voisinage (paramètre du MOEA/D). Le vecteur de voisinage

$\mathcal{B}(T, \lambda)$ est défini par :

$$\mathcal{B}(T, \lambda) = [\mathcal{B}(T, \lambda_1), \mathcal{B}(T, \lambda_2), \dots, \mathcal{B}(T, \lambda_N)]. \quad (5.13)$$

Le q -ème élément $\mathcal{B}(T, \lambda_q)$ contient les directions voisines de la direction λ_q . La figure 5.7 présente un exemple visuel du voisinage d'une direction quelconque dans l'espace objectif.

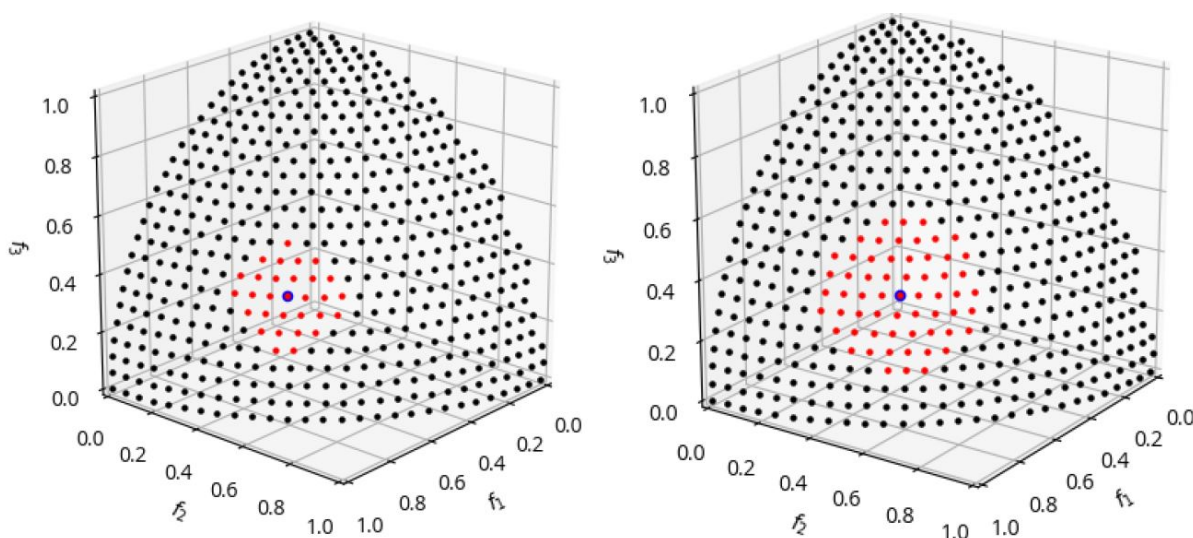


Figure 5.7 – Directions voisines (rouge) d'une direction particulière (bleue) dans l'espace objectif d'un problème d'optimisation tri-objectifs. À gauche $T = 30$; à droite $T = 60$. On note que la direction courante fait partie de son propre voisinage.

L'évolution génétique qui succède à l'initialisation suit un schéma itératif : pour chaque solution X_q de la population évolutive X associée à la direction de recherche λ_q , on sélectionne aléatoirement une solution X'_q d'une direction de recherche voisine λ'_q , c'est-à-dire telle que $\lambda'_q \in \mathcal{B}(T, \lambda_q)$. Vient ensuite l'étape de mutation de la solution parente sélectionnée X'_q vers \tilde{X}'_q , en deux étapes :

1. d'abord, on choisit la sous-variable de X'_q qui va muter. Pour cela, on effectue un tirage de Bernoulli de succès p sur chaque sous-variable (p est le taux de mutation que l'on a choisit en paramétrant MOEA/D-S) : en cas de succès la sous-variable mute, en cas d'échec elle est conservée.
2. La mutation des sous-variables choisies par les lancés de Bernoulli suit une loi uniforme dans le domaine d'évolution correspondant à chacune de ces sous-variables. Pour limiter l'exploration de MOEA/D-S, il est possible de limiter la plage de mutation en bornant le domaine des possibles autour de la valeur courante de la sous-variable.

Nous calculons ensuite l'image de \tilde{X}'_q par la fonction de scalarisation $g(\tilde{X}'_q | w_q)$. Si elle domine le point idéal de la recherche globale, alors on met ce point à jour : $z^* = [f_1(\tilde{X}'_q), f_2(\tilde{X}'_q), \dots, f_m(\tilde{X}'_q)]$. Sinon, on vérifie que cette solution ne domine pas la meilleure solution connue pour chacune des directions voisines de λ_q : si la scalarisation de la solution mutée est meilleure que celle de la solution du sous-problème de direction λ_q , alors on remplace cette solution par la solution mutée dans la population.

Algorithme 1 : pseudo-code de l'algorithme MOEA/D-S.

Étape 1 : Initialisation

- 1 **Choisir** g_{max} , N , T et p , tous scalaires
- 2 **Générer** le vecteur de directions $\lambda = [\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_N]$ et son vecteur de poids $w = [w_1, w_2, \dots, w_N]$ associé (équation 5.5 en dimension 3)
- 3 **Générer** le vecteur de voisinages $\mathcal{B}(T, \lambda)$ (cf. 2.2)
- 4 **Générer** X par échantillonnage de l'espace de recherche avec la méthode de l'hypercube latin // population initiale
- 5 **Générer** $Z = \tilde{f}(X)$ // avec \tilde{f} une version normalisée de f
- 6 **Calculer** z^* (éq. 5.12)
- 7 **Initialiser** l'archive externe $A : A = \{(x, \tilde{f}(x)), x \in X\}$.
- 8 $g = 0$.

Étape 2 : Évolution génétique

- 9 **Tant que** $g < g_{max}$ **faire**
- 10 **Pour** $q \leftarrow 1$ **à** N **faire**
- 11 $X'_q \leftarrow$ **sélection** du parent à muter associé à la direction $\lambda'_q \in \mathcal{B}(T, \lambda_q)$
- 12 $\tilde{X}'_q \leftarrow$ **muter** X'_q // le paramètre p est impliqué dans cette étape
- 13 **Calculer** $f(\tilde{X}'_q)$
- 14 $\tilde{f}(\tilde{X}'_q) \leftarrow$ **normaliser** $f(\tilde{X}'_q)$
- 15 **Pour** $i \leftarrow 1$ **à** m **faire**
- 16 *Mise à jour du point de référence de la décomposition de l'espace objectif*
- 17 **si** $\tilde{f}_i(\tilde{X}'_q) < z_i^*$ **alors**
- 18 $z_i^* \leftarrow \tilde{f}_i(\tilde{X}'_q)$
- 19 **fin**
- 20 **fin**
- 21 **Pour** $\lambda_\ell \in \mathcal{B}(T, \lambda_q)$ **faire**
- 22 *Mise à jour de la meilleure solution pour la direction ℓ . En posant w_ℓ le poids associé à la direction ℓ :*
- 23 **si** $g^{tc}(\tilde{X}'_q | w_\ell) \leq g^{tc}(X_\ell | w_\ell)$ **alors**
- 24 $X_\ell = \tilde{X}'_q$;
- 25 $Z_\ell = \tilde{f}(\tilde{X}'_q)$.
- 26 **fin**
- 27 **fin**
- 28 Mettre à jour l'archive externe (algorithme 2).
- 29 **fin**
- 30 $g \leftarrow g + 1$.
- 31 **fin**

Algorithme 2 : Bloc pour le pseudo-code MOEA/D-S : mise à jour de l'archive externe.

Entrée : z est l'image de la solution mutante \tilde{y} .

- 1 **Pour** $(x_A, \tilde{f}(x_A)) \in A$ **faire**
- 2 **si** $\tilde{y} < x_A$ **alors**
- 3 Ajouter (\tilde{y}, z) dans A
- 4 Retirer $(x_A, \tilde{f}(x_A))$ de A .
- 5 **fin**
- 6 **fin**

5.3 Application à l'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée

5.3.1 Travaux antérieurs à la thèse

Comme évoqué précédemment, notre travail prend source à partir des résultats des recherches publiées dans [Mun17, chap. V] et [Dro20, chap. IV] concernant l'analyse et l'optimisation des modes de pilotage des réacteurs à eau pressurisée. Ces travaux ont permis d'explorer des pistes de réflexion sur la manière dont les modes de pilotage des réacteurs nucléaires du parc actuel peuvent être modifiés dans l'objectif de gagner des marges de flexibilité pour le fonctionnement en mode suivi de charge. Un plan d'expérience commun aux deux thèses a consisté à utiliser comme variables de l'espace de recherche des paramètres caractéristiques du mode G, que nous listons ci-dessous.

Les valeurs de recouvrement des groupes de barres du groupe de compensation de puissance : en mode de pilotage G, l'insertion progressive de chaque groupe doit favoriser la stabilité en puissance axiale du cœur au cours d'un transitoire de puissance. Faire varier les valeurs de recouvrement permet de retarder (ou d'anticiper) l'insertion d'un groupe par rapport au groupe précédent. L'ajustement du groupe de compensation de puissance (GCP, cf. paragraphe 2.4.3.2) étant asservi à la puissance électrique et totalement décorrélé des phénomènes physiques à l'œuvre dans le cœur au cours d'un transitoire (effet de contre-réaction, déplacement du flux, variation de la concentration du xénon...), il est nécessaire de mettre à jour la courbe G3 donnant le totalisateur du GCP en fonction de la puissance électrique nette. Si cette courbe n'était pas mise à jour, alors deux modes de pilotage ayant des valeurs de recouvrement distincts auraient, pour une valeur de totalisateur fixée, un nombre absolu différent de pas insérés (toutes barres confondues). Ainsi, dans le cas d'un changement de jeu de recouvrements sans changer de courbe G3, le rôle même du GCP serait compromis puisqu'il ne serait plus capable d'assurer une correction du défaut de puissance lors d'une variation de charge.

Les travaux de Muniglia proposent ainsi de ré-établir la courbe G3 pour chaque nouveau jeu de recouvrement du GCP [Mun17, chap. 3, part. 2, §2], ce qui représente un temps de calcul conséquent (environ 15 minutes) étant donné qu'il s'agit d'une dizaine de calcul de cœur à barres critiques (un calcul pour chaque palier de -5% de la puissance nominale électrique nette du réacteur). Les travaux de Drouet [Dro20, chap. III, part. 2, §1.2], eux, ont proposé une méthode de reconstruction avancée de la courbe G3 afin d'éviter cette démarche chronophage, par construction d'un interpolateur *Sparse Grid* maillant l'univers des jeux de recouvrements possibles. Dans le cadre de notre travail, nous avons opté pour cette dernière méthode lorsque l'espace de recherche comprenait de tels paramètres de barres.

Vitesse limite de déplacement des barres du GCP : dans le mode de pilotage actuel les barres du GCP peuvent se déplacer à la vitesse maximale de 60 pas par minute. Changer cette limite permet à l'opérateur fictif de prendre un peu de retard ou d'avance sur la côte prévue par la courbe G3 au cours d'un transitoire de suivi de charge.

La largeur de la bande de manœuvre du GRT : le GRT est composé de barres noires ayant un poids neutronique important au sein du cœur. Chaque pas de retrait ou d'insertion du GRT est suffisant pour apporter une correction notable sur la température moyenne du cœur¹. Pour des raisons de préservation de la stabilité axiale du cœur, le GRT est donc astreint à une évolution dans une bande d'une certaine largeur, soit 27 pas pour le mode G actuel des réacteurs P4/P'4. Cette bande est placée dans la moitié haute du cœur. Changer la largeur de cette bande de manœuvre a permis à M. Muniglia et V. Drouet de dégager des modes de pilotage économe en volume d'effluents, puisque les variations de réactivité étaient compensées par un mouvement de ces grappes en lieu et place du bore soluble.

1. Rappelons ici qu'un cœur fait environ 4 mètres de haut et qu'un mouvement d'un pas d'une barre quelconque est légèrement supérieur à 2 cm. Étant donné que tous les groupes du GRT se déplacent simultanément et qu'il existe 9 groupes R dans un réacteur de technologie P4/P'4, un pas du GRT correspond à une hauteur cumulée d'environ 20 cm de métal.

Les études d'optimisation conduites visent à minimiser deux critères : d'une part la production d'effluents liquides au cours du transitoire de suivi de charge, d'autre part l'intégrale temporelle cumulée sur tout le transitoire du déséquilibre axial de puissance. Comme l'a montré Drouet [Dro20, chap. IV, part. 3], il s'agit de deux observables *a priori* décorréliées entre elles, ce qui justifie de les optimiser conjointement (minimiser l'une ne signifie pas que l'autre soit également minimisée ou au contraire maximisée). Ces deux critères sont particulièrement étudiés dans la littérature relative à l'optimisation des modes de pilotage de réacteurs actuels ou en développement, comme pour l'EPR. Citons par exemple la recherche et le développement de technologies comme celle des *Small Modular Reactor* qui prévoient l'absence de bore soluble, repensant ainsi la manière de piloter un réacteur et laissant les barres seules ajuster la réactivité et la stabilité du cœur. Au contraire, d'autres recherches portées sur la thématique de la conduite de l'EPR sont menées à Framatome® pour explorer des modes de pilotage où les barres seraient moins mises à contribution (notamment le GRT), pour éviter leur usure prématurée [Bar+13].

5.4 Conclusion

Dans ce préambule introductif à la thématique de l'optimisation évolutionnaire appliquée au pilotage des réacteurs nucléaires, nous avons établi la sémantique des problèmes d'optimisation multi-objectifs. Après avoir décrit le principe d'une résolution par décomposition de l'espace objectif, nous avons rappelé les travaux conduits au CEA sur la recherche de modes de pilotages optimaux pour un avancement donné ou sur toute la durée d'un même cycle combustible. Dans les chapitres suivants, nous étudierons à l'aide de variantes des algorithmes MOEA/D comment l'optimisation de ces mêmes modes de pilotage peut être menée conjointement avec la recherche de la meilleure distribution d'un transitoire d'une flotte de réacteurs, l'objectif étant de dégager des modes de pilotage pertinents quelle que soit l'amplitude de la baisse de charge considérée.

Chapitre 6

Optimisation tri-objectifs du pilotage d'un couple de réacteurs à eau pressurisée à l'aide d'un algorithme évolutionnaire à poids adaptatifs

Ce chapitre s'attache à présenter la résolution du problème d'optimisation tri-objectifs du pilotage d'un couple de réacteurs pour la réalisation d'un transitoire de suivi de charge à l'échelle d'un couple de réacteurs. L'originalité de l'étude présentée a conduit au développement et à l'exploitation d'une variante adaptative des algorithmes MOEA/D dont la version classique est présentée dans le chapitre précédent. Après avoir décrit le plan d'expérience relatif à cette étude d'optimisation, nous décrivons l'algorithme MOEA/D-AW (MOEA/D avec vecteurs de poids adaptatifs) que nous avons exploité pour résoudre ce problème. Le gain en performance mesuré par les indicateurs d'hypervolume et de distance générationnelle inversée qu'offre MOEA/D-AW pour ce problème consolide de manière remarquable une stratégie d'optimisation jusqu'ici peu exploitée au-delà du champ d'études de *benchmarking* dans la littérature.

6.1	Préambule	120
6.2	Un problème tri-objectifs pour le pilotage d'un couple de réacteurs	120
6.2.1	Choix du couple de réacteurs	120
6.2.2	Plan d'expérience	121
6.2.3	Espace objectif	124
6.2.4	Méta-modélisation de la fonction objectif	127
6.2.5	Analyse de la performance des méta-modèles	128
6.2.6	Première approche pour la résolution du problème V1-V2-D2 (algorithme MOEA/D-S)	130
6.3	Études de sensibilité au paramétrage de MOEA/D-S	132
6.3.1	Variation du nombre de directions de décomposition	132
6.3.2	Variation de la taille du voisinage	132
6.3.3	Choix de la fonction d'agrégation	133
6.4	Résolution du problème V1-V2-D2 à l'aide d'un algorithme à vecteurs de poids adaptatif (MOEA/D-AW)	135
6.4.1	Motivations	135
6.4.2	Algorithme MOEA/D-AW	135
6.4.3	Étude expérimentale	136
6.5	Analyse des solutions Pareto optimales du problème V1-V2-D2	140
6.6	Analyse des solutions optimisant le mode de pilotage actuel	142
6.7	Analyse de solutions Pareto optimales	143
6.8	Conclusion	149

6.1 Préambule

Dans ce chapitre, nous souhaitons étudier les meilleurs modes de pilotage qui permettent d'optimiser la réalisation d'un suivi de charge d'un couple de réacteurs distribué sur un couple de réacteurs nucléaire appartenant au même palier technologique. Pour cela, nous fixerons cette distribution en assignant un transitoire à chacun des réacteurs du couple, différents l'un de l'autre. Nous chercherons à optimiser le paramétrage du mode de pilotage qu'ils partagent.

6.2 Un problème tri-objectifs pour le pilotage d'un couple de réacteurs

6.2.1 Choix du couple de réacteurs

Pour cette étude, le couple de réacteurs nucléaires retenu est tel que l'épuisement respectif de leur combustible diffère. Nous justifions ce choix d'expérience à l'aide de deux arguments.

D'abord, il faut rappeler qu'un réacteur nucléaire voit sa capacité à participer au suivi de charge du réseau réduite à partir d'un certain seuil d'usure du combustible de son cœur. Comme le montre la figure 6.1, les réacteurs nucléaires du palier P4/P4 deviennent moins flexibles à partir d'un avancement de 65% environ de la longueur du cycle combustible. Concrètement, cela signifie que le réacteur peut effectuer des créneaux de puissance dont l'amplitude peut atteindre 80% de sa puissance nominale dans les premiers deux tiers de son cycle, puis que cette profondeur de variation diminue jusqu'à ce que le burnup atteigne 90% de la longueur de cycle. Au-delà de 90% du cycle, le réacteur ne participe plus qu'au réglage de fréquence du réseau.

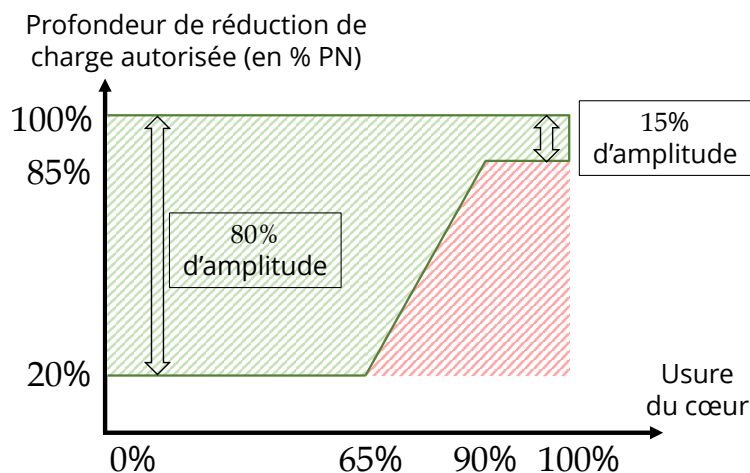


Figure 6.1 – Amplitude de variation de charge autorisée en fonction de l'usure du combustible par rapport à la longueur du cycle. Figure adaptée de [Feu22].

Cette perte de flexibilité se justifie par une limitation de la capacité du circuit de contrôle volumétrique et chimique à ajuster la concentration du bore dans le circuit primaire : en effet, plus on avance dans le cycle combustible, moins il y a de bore dilué dans le circuit primaire¹. La variation de concentration en bore par dilution pour compenser l'accumulation du xénon lors d'une baisse de charge (figure 2.12) prend de plus en plus de temps à mesure que le combustible s'use, ce constat étant une simple interprétation de l'équation différentielle (2.24). Dit autrement, l'inertie de la concentration en bore dans le circuit primaire augmente avec le burnup du cœur. On explicite par l'expérience cette discussion : la figure 6.2 montre le temps passé sur un débit de dilution en limite des capacités du circuit de contrôle volumétrique et chimique lorsque qu'un réacteur P4/P4

1. La perte de réactivité du cœur due à l'usure du combustible est compensée par une réduction de la concentration en bore tout le long du cycle.

se trouve sur un palier bas de puissance. On trace ce temps en fonction du burnup du cœur pour différentes valeurs d'amplitude de baisse de charge, allant de 10% PN à 70% PN de profondeur.

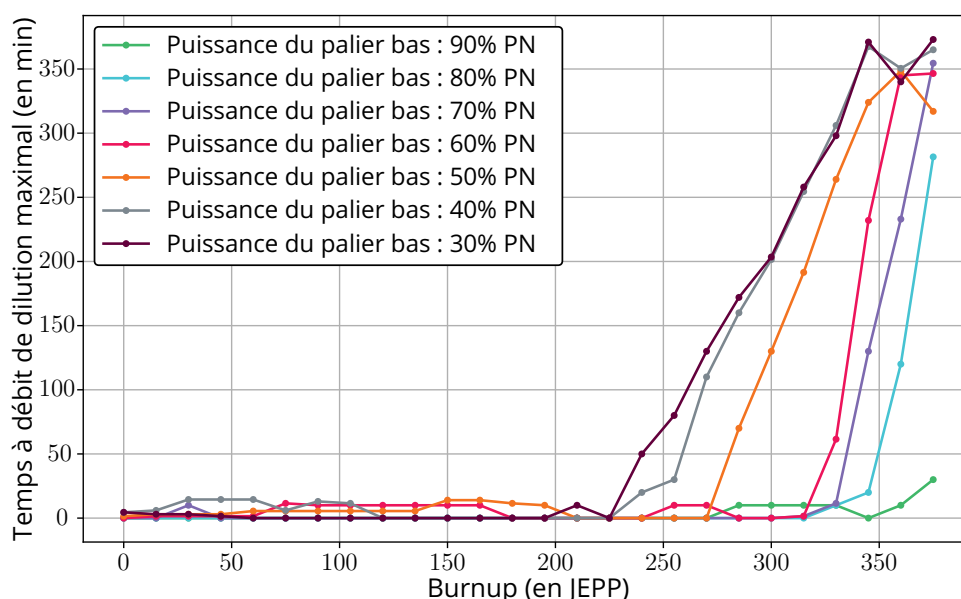


Figure 6.2 – Temps passé à débit de dilution maximal pour différentes amplitudes d'un créneau de suivi de charge dont le palier bas de puissance dure 6 heures en fonction du burnup.

On observe ainsi qu'à partir d'un burnup de 210 JEPP le réacteur opère brièvement à un débit de borication maximal sur le palier bas de puissance. Comme la longueur de cycle de nos modélisations de réacteurs a été estimée entre 399 et 403 JEPP (tableau 3.2), la perte de flexibilité du réacteur est actée dès qu'il a atteint $\frac{225}{400} \approx 56\%$ du cycle. On note également d'après la figure 6.2 que pour des burnups supérieurs à 350 JEPP environ, l'opérateur doit opérer presque sur toute la durée du palier bas (6 heures, soit 360 minutes) à débit de borication maximal autorisé, et ce pour des suivis de charge dont le palier bas est inférieur ou égal à 70% PN. Cette observation est loin d'être anodine : conformément au choix de modélisation du rôle du bore dans le pilote ALGO, un débit de borication maximal sur toute la longueur du palier témoigne de l'incapacité à gérer le passage du *pic xénon* avec l'ajustement du bore seul.

Le deuxième argument a trait à des considérations pratiques : les centres nationaux de production d'électricité (CNPE) français possèdent tous entre deux et huit réacteurs nucléaires, tous rechargés en combustible selon un planning prévu de sorte à ce que tous les réacteurs ne soient pas à l'arrêt en même temps.

6.2.2 Plan d'expérience

6.2.2.1 Espace de recherche

L'espace de recherche associé au problème tri-objectifs à l'étude est présenté dans le tableau 6.1. Les variables r_1 et r_2 exprimés en pas renvoient pour l'un aux pas d'insertion pour lesquels le groupe G1 s'insère seul (sans G2, le groupe qui le suit), et pour l'autre à ceux pour lesquels G2 s'insère sans être accompagné de N1 (figure 2.18). La variable b représente la largeur de la bande de manœuvre du groupe de régulation de la température : plus elle est élevée, plus on autorise le groupe de régulation de la température (GRT) à plonger profondément dans le cœur.

Exemple : une valeur de r_1 de 255, le maximum possible d'après le tableau 6.1, signifie que le groupe G2 commence à s'insérer une fois que le groupe G1 a atteint sa butée basse d'insertion. Autrement dit, plus r_1 est grand, plus le recouvrement \bar{r}_1 entre les groupes G1 et G2 du groupe de compensation de puissance est faible.

Table 6.1 – Espace de recherche pour le problème du pilotage d'un couple de réacteurs nucléaires partageant le même mode de pilotage.

Variable	Borne inférieure	Borne supérieure
r_1	0	255
r_2	0	255
b	7	118

Contrairement aux travaux publiés dans [Mun17] et [Dro20], nous ne considérons pas les vitesses de déplacement des grappes du groupe de compensation de puissance (GCP) dans l'espace de recherche. En effet, nous cherchons à conserver un déplacement des barres du GCP à recouvrements constants, ce qui est mis en défaut dans certaines situations particulières où les groupes de barres ne se meuvent pas à la même vitesse. Pour le comprendre, décrivons une telle situation et prenons une valeur de recouvrement de G1 par rapport à G2 égale à $\bar{r}_1 = 75$ (cf. figure 2.18). Lorsque le totalisateur vaut 231 pas insérés, alors le groupe G1 est inséré de 231 pas et le groupe G2 a $231 - (260 - \bar{r}_1) = 46$ pas insérés². En cas de ralentissement de la vitesse d'insertion du groupe G1, alors G2 va s'insérer plus rapidement que G1 pour respecter la côte de référence donnée par la courbe G3 (en supposant que la vitesse du groupe G2 soit inchangée, elle). Sur les domaines du totalisateur prévoyant des mouvements simultanés de G1 et de G2 (c'est-à-dire pour un totalisateur compris entre 185 et 255), on observe alors un décalage des groupes G1 et G2 par rapport au recouvrement prévu initialement. L'espace de recherche comprend entre 2^{22} et 2^{23} éléments; par conséquent, il n'est pas envisageable de tester toutes les combinaisons possibles avec une stratégie *brut force* dans un contexte de ressources informatiques limitées, sachant que l'évaluation d'une solution de l'espace de recherche dure en moyenne une heure.

6.2.2 Transitoire de suivi de charge retenu pour le couple de réacteurs

La distribution du transitoire d'un couple de réacteurs est fixée pour cette étude. Cette distribution est représentée sur la figure 6.3 : le transitoire du couple est un créneau de puissance comportant une reprise de charge intermédiaire après 3 heures passés sur le palier bas minimal, à 30% de la puissance nominale produite par les deux réacteurs.

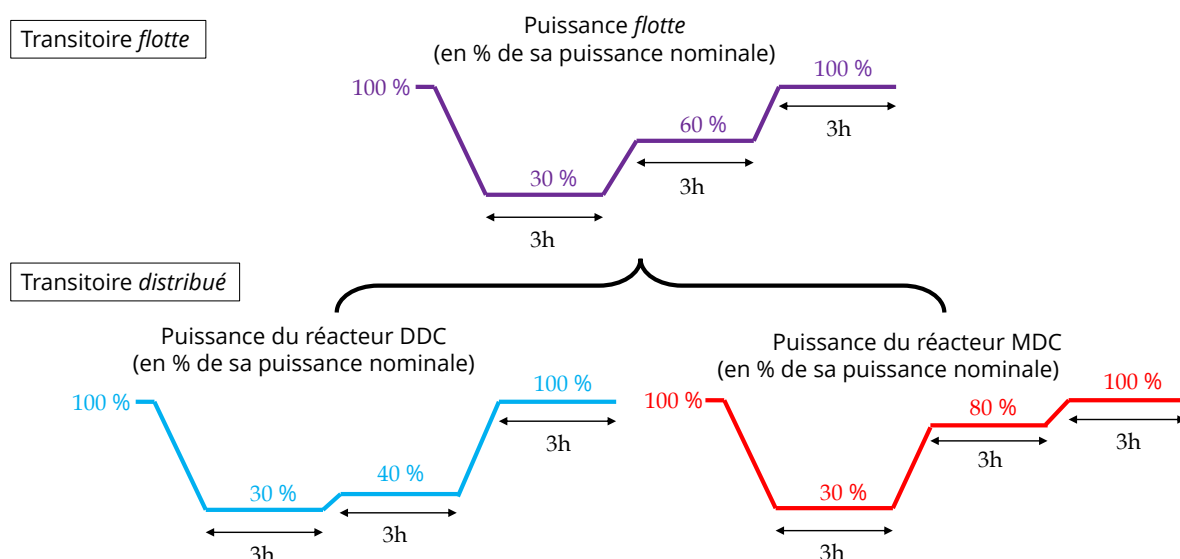


Figure 6.3 – Schéma de la distribution du transitoire de puissance du couple de réacteurs, l'un en début de cycle (DDC) et l'autre en milieu de cycle (MDC). Toutes les pentes des rampes de puissance sont, en valeur absolue, égales à 5% par minute.

2. On notera l'intérêt de décrire l'insertion du GCP à l'aide du totalisateur uniquement : en effet, sa valeur permet d'accéder directement à la côte d'insertion du groupe pilote pourvu que les valeurs du recouvrement entre lui-même et les groupes précédents soient connus de l'opérateur.

Le choix d'optimiser le pilotage sur un transitoire de cette forme - c'est-à-dire avec une remontée en puissance intermédiaire - découle d'une analyse de dénombrement que nous avons conduite sur la base des données de scénarios du gestionnaire de transport de l'électricité français RTE pour la région Auvergne Rhône-Alpes. Dans cette étude, en se plaçant dans un réseau de production fictif tel qu'envisagé par RTE, on explore l'impact d'une intermittence de la production solaire photovoltaïque sur la flexibilité requise par les réacteurs nucléaires disponibles du parc. La situation modélisée est la suivante : alors que tous les réacteurs fonctionnent à basse puissance au moment du pic méridien de production solaire, comment équilibrer le réseau si cette même production solaire venait à faillir pour une raison quelconque ? Nous retenons ici un parc de 8 réacteurs nucléaires du palier P4/P'4 quel que soit le scénario testé. De plus, nous considérons ici les scénarios M23, N1, N2 et N3 qui sont classés à la fois dans un ordre décroissant du point de vue du déploiement des unités de production solaire (figure 6.4), mais aussi dans un ordre croissant en terme de puissance nucléaire installée.

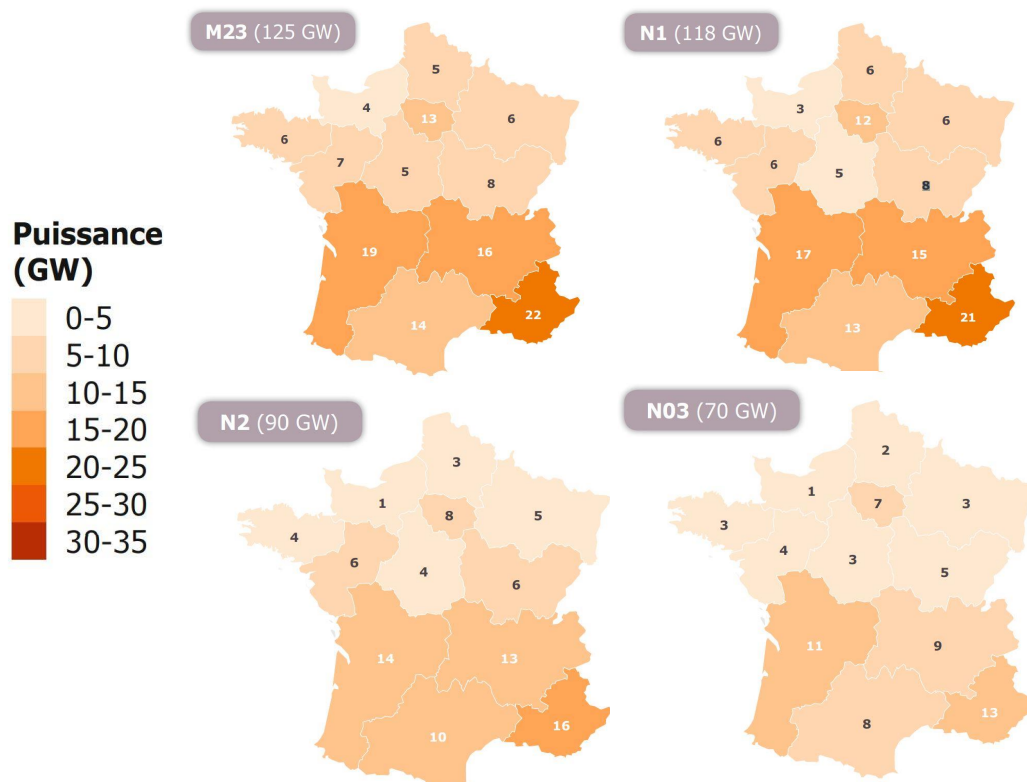


Figure 6.4 - Synthèse des hypothèses de localisation des parcs de production photovoltaïque en France, selon le scénario RTE envisagé. Figure issue de [RTE21, p. 172].

Si des travaux ont montré l'impact des couvertures nuageuses sur la production solaire en temps réel [Xu+17, Der80], il est difficile de dégager un taux d'atténuation standardisé sur la production de la capacité solaire. De même, les pentes des rampes de puissance induites par un épisode nuageux soudain ne sont pas des données facilement accessible dans la littérature écrite ou en ligne. Dans ce contexte, nous présentons des résultats pour cinq valeurs de taux d'atténuation solaire en lien avec le passage de nuages : 33.8%, 38.8%, 43.8%, 48.8% et 53.8%. Pour choisir ces cinq valeurs, nous nous sommes appuyés sur des chiffres publiés dans [23], prévoyant une baisse d'efficacité des panneaux solaires lors d'épisodes nuageux allant de 23.8% à 66.8% selon l'obstruction de la couverture nuageuse ; nous ne présentons ainsi que quelques valeurs cibles de facteur d'atténuation obtenus par écart de 5 points de pourcentage. Chacun des diagrammes circulaires présentés en figures 6.5 et 6.6 montre la proportion de transitoires *parc* dont le nombre de réacteurs devant revenir en régime de base pour assurer la stabilité du réseau électrique est fixé, parmi tous les transitoires *parc* envisageables. Par exemple, l'interprétation du diagramme pour un taux d'atténuation de 33.8% pour le scénario M23 est la suivante :

- parmi tous les transitoires *parc* possibles, au moins 25% d'entre eux sont tels que tous les ré-

acteurs peuvent continuer de fonctionner dans un régime de puissance intermédiaire : aucun d'entre eux n'a besoin de se replacer en régime de base. Autrement dit, si la baisse de production solaire nécessite bel et bien une reprise de charge de la part des réacteurs, cette reprise peut être distribuée de sorte que chaque réacteur participe à la gestion de l'intermittence sans pour autant revenir en régime de base.

- d'autres transitoires prévoient le retour en base de 5 réacteurs, ce qui constitue la situation inverse par rapport au cas précédent. Dans ces types de transitoires, les 5 réacteurs assument seuls la reprise de charge, et les autres réacteurs peuvent poursuivre un fonctionnement à basse puissance (où ils se trouvaient déjà puisque nous sommes dans un contexte de gestion du pic de production solaire).

Dans les scénarios prévoyant le plus de capacité solaire installée (scénarios M23 et N1), la nécessité d'impliquer le retour en régime de base de tous les réacteurs du parc est visible dès que le facteur d'atténuation solaire atteint 48.8%. Pour ce même taux, ce n'est pas une situation que nous rencontrons lorsque les capacités solaires installées sont moindres. L'interprétation de ce résultat est simple : un mix où la production solaire est majoritaire amplifie les effets de réduction de puissance liés au passage d'une couverture nuageuse régionale (en l'occurrence sur la région Auvergne Rhône Alpes), et entraîne l'implication de plus de réacteurs pour assurer la stabilité du réseau. Dans le cadre d'un mix électrique où la production solaire est moins représentée, l'opérateur de distribution d'électricité dispose d'une plus grande latitude pour gérer ce type d'intermittence, en lui laissant un choix libre des unités devant reprendre en charge en fonction des contraintes inhérentes au pilotage (historiques de puissances, usure du combustible, maintenances ...). Par ailleurs, pour un même scénario RTE, l'augmentation du taux d'atténuation solaire diminue progressivement le nombre de transitoires prévoyant qu'aucun réacteur ne doit revenir en régime de base (en effet, la part « 0 réacteur » s'efface petit à petit des diagrammes). Ici l'interprétation est directe : lorsque la demande de flexibilité est plus grande, plus de réacteurs sont appelés à suivre la charge du réseau.

L'exploitation la plus rentable d'un réacteur nucléaire est celle pour laquelle ce réacteur fonctionne en régime de base, en délivrant au réseau 100% de l'énergie qu'il est capable de produire. Si le retour en base de tous les réacteurs du parc va en faveur de ce critère économique, il faut rappeler que le pilotage des réacteurs nucléaires répond à des exigences strictes pour assurer la stabilité du réacteur : la minimisation du nombre de réacteurs dont la charge doit varier est plutôt favorable sur la base de ce critère. Dans tous les cas, il apparaît que le transitoire que nous souhaitons étudier dans la suite de ce chapitre (figure 6.3) est une distribution probable d'un transitoire *parc* sur les deux réacteurs d'un même CNPE.

6.2.3 Espace objectif

Dans un problème multi-objectifs comme celui de notre étude, la fonction de fitness doit être construite de sorte qu'aucun des critères à optimiser ne soit corrélés deux à deux. En effet, les points de l'approximation de front de Pareto dans l'espace objectif doivent permettre de résoudre un compromis sur lequel un ingénieur pourra émettre un jugement *a posteriori* en fonction de ses besoins : si les objectifs sont corrélés entre eux, alors cette discussion est caduque puisque l'optimisation d'un critère entraîne directement l'optimisation conjointe (ou la dégradation) d'un autre. On effectue le calcul des corrélations des objectifs en échantillonnant l'espace de recherche par la méthode de l'hypercube latin. Le tableau 6.2 présente les coefficients de corrélation entre la production d'effluents liquides et le déséquilibre axial de puissance pour chacun des réacteurs du couple (l'indice 1 correspond au réacteur en début de cycle et le 2 au réacteur en milieu de cycle). On notera :

- \mathcal{V}_1 le volume d'effluents produits par le réacteur 1 (c'est-à-dire celui en début de cycle combustible) à l'issue de la réalisation de son transitoire de suivi de charge tel que décrit en figure 6.3;
- \mathcal{V}_2 le volume d'effluents produits par le réacteur 2 (celui en milieu de cycle combustible);
- $\int \Delta \mathcal{I}_1$ le déséquilibre axial de puissance observé dans le diagramme de pilotage du réacteur 1 sur son transitoire de suivi de charge;
- $\int \Delta \mathcal{I}_2$ le déséquilibre axial de puissance observé dans le diagramme de pilotage du réacteur 2 sur son transitoire de suivi de charge.

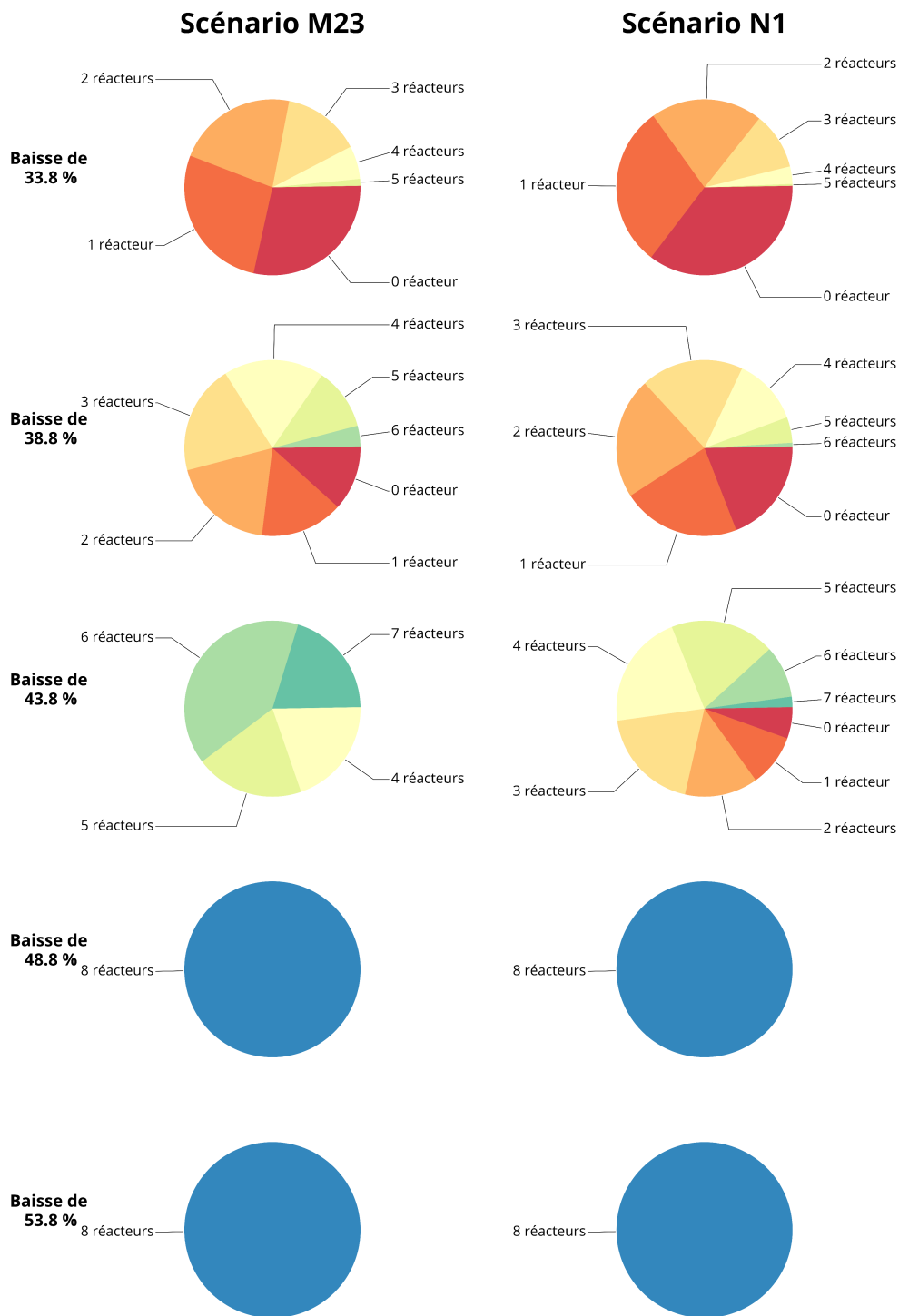


Figure 6.5 – Au sein de l’univers des distributions de transitoires possibles pour la réalisation d’un suivi de charge pour plusieurs réacteurs, part des dispatchs prévoyant le retour en régime nominal de x réacteurs P4/P’4. Ici, la flotte est fixée à 8 réacteurs. On explore différents besoins de reprise de charge en fonction des capacités de production solaire prévue par le scénario RTE simulé (M23 en colonne de gauche et N1 en colonne de droite) ou en fonction du facteur d’atténuation solaire (un par ligne).

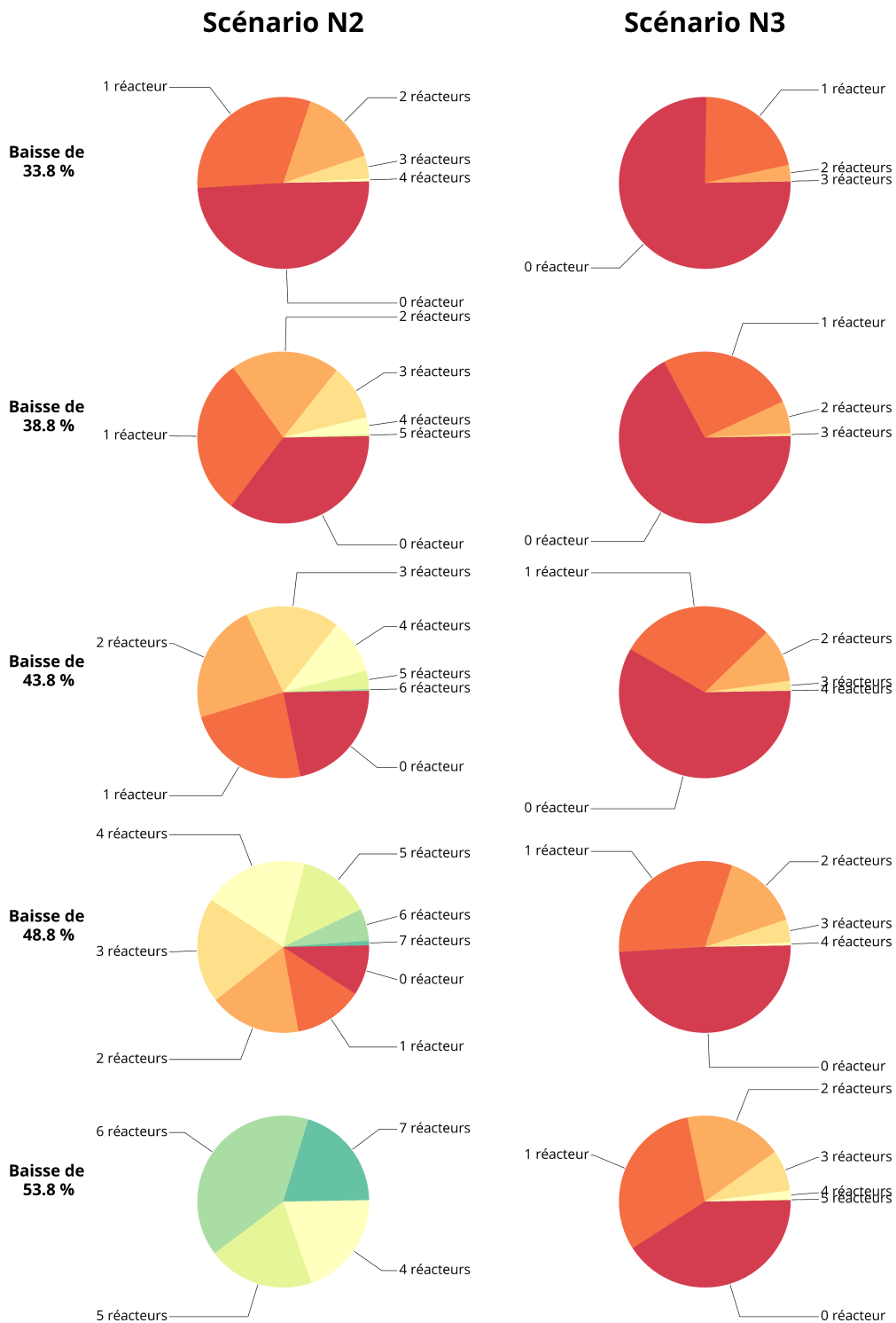


Figure 6.6 – Graphes analogues à ceux de la figure 6.5, mais pour les scénarios RTE N2 et N3.

Table 6.2 – Corrélations entre la production d'effluents liquides et les intégrales temporelles des déséquilibres de puissance axiale pour deux REP P4/P'4 effectuant les transitoires de la figure 6.3. L'indice 1 représente le réacteur en début de cycle, et l'indice 2 celui en milieu de cycle.

Objectif	\mathcal{V}_1	$\int \Delta \mathcal{I}_1$	\mathcal{V}_2	$\int \Delta \mathcal{I}_2$
\mathcal{V}_1	1	0.710	-0.347	0.533
$\int \Delta \mathcal{I}_1$	0.710	1	-0.451	0.754
\mathcal{V}_2	-0.347	-0.451	1	-0.0421
$\int \Delta \mathcal{I}_2$	0.533	0.754	-0.0421	1

L'analyse des résultats du tableau ci-dessus soulève plusieurs remarques :

- conformément aux observations de V. Drouet dans [Dro20], les critères de volume d'effluents et du déséquilibre axial de puissance du réacteur en début de cycle sont faiblement corrélés, avec un coefficient de Pearson égal à 0.71. On peut donc s'attendre à ce que la minimisation du volume d'effluent \mathcal{V}_1 ne conduise pas automatiquement à la minimisation du critère $\int \Delta \mathcal{I}_1$. Cette observation est encore plus prononcée pour le réacteur en milieu de cycle, avec un coefficient entre les deux mêmes observables valant -0.0421 prouvant que ces deux critères sont presque parfaitement décorrélés entre eux.
- La corrélation la plus significative est celle entre $\int \Delta \mathcal{I}_1$ et $\int \Delta \mathcal{I}_2$. Ce résultat corrobore les travaux de V. Drouet dans lesquels les solutions Pareto optimales obtenues pour un réacteur en début de cycle étaient pour la plupart également optimisantes pour un réacteur à burnup plus élevé et pour d'autres transitoires de suivi de charge effectués.

Sur la base de ce résultat, nous retenons que la fonction objectif associera à toute solution de l'espace de recherche (tableau 6.1) un triplet de valeurs correspondant à \mathcal{V}_1 , \mathcal{V}_2 et $\int \Delta \mathcal{I}_2$: dans la suite, **on parlera de ce problème d'optimisation comme le problème tri-objectifs de minimisation V1-V2-D2**. On prévoit enfin de normaliser avec une loi centrée réduite gaussienne chaque objectif (moyennes μ et écarts-type σ), ce qui permet d'équilibrer la recherche Pareto optimale sans privilégier l'un ou l'autre des critères (un effet typiquement visible dans des problèmes où les critères se distinguent à la fois par l'ordre de grandeur des valeurs prises, mais aussi par la variance de ces valeurs). Au final, la fonction objectif retenue est la suivante :

$$f: [0, 255] \times [0, 255] \times [7, 118] \rightarrow \mathbb{R}^3$$

$$(r_1, r_2, b) \mapsto f(x) = (V_1, V_2, D_2) = \left(\frac{\mathcal{V}_1}{\mathcal{V}_1^{\text{actuel}}} - \mu_{\mathcal{V}_1}, \frac{\mathcal{V}_2}{\mathcal{V}_2^{\text{actuel}}} - \mu_{\mathcal{V}_2}, \frac{\int \Delta \mathcal{I}_2}{\int \Delta \mathcal{I}_2^{\text{actuel}}} - \mu_{\int \Delta \mathcal{I}_2} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{\mathcal{V}_1}}{\sigma_{\int \Delta \mathcal{I}_2}} \right) \quad (6.1)$$

où μ et σ sont les moyennes et les écart-types de chaque critère évalués sur un échantillonnage par hypercube latin, et avec les valeurs de normalisation indicées « actuel » pour les paramètres du mode de pilotage actuels ($r_1 = 185$, $r_2 = 175$ et $b = 27$) pour un transitoire dans lequel les deux réacteurs font le même transitoire : de 100 % PN à 30 % PN, puis de 30 % PN à 60 % PN, avant de remonter à 100 % PN. On espère ainsi vérifier que la distribution non équirépartie lors de la reprise de charge est meilleure que si les deux réacteurs du couple avaient effectué le même suivi de charge sur cette portion.

6.2.4 Méta-modélisation de la fonction objectif

En utilisant le pilote ALGO (chapitre 3), le temps de calcul d'une solution de l'espace de recherche avoisine l'heure. Deux stratégies peuvent pallier ce problème : adapter l'algorithme d'optimisation et chercher des astuces pour accélérer la convergence du calcul, ou bien remplacer la fonction objectif par un méta-modèle. Nous proposons d'explorer la deuxième stratégie citée. Bien que ce choix dégrade l'étape d'interprétation des solutions Pareto optimales du fait d'une perte de précision sur le calcul des objectifs, travailler avec des modèles suffisamment précis permet de fournir

des résultats d'optimisation représentatifs du problème initial. Nous présentons dans cette partie les résultats de régression de chaque objectif obtenus avec un méta-modèle basé sur la technique d'*Adaptive Boosting* [SS04, Dru97] en régression, qui est une méthode adaptée lorsque la fonction à approcher a un paysage de fitness bruité comme ici. Ainsi, étant donné un triplet de valeur $x = (r_1, r_2, b)$, le modèle retourne le triplet de critères $\tilde{f}(x)$ qui est une approximation de $f(x)$, avec f la fonction objectif définie à l'équation (6.1). Nous constituons ainsi une forêt d'arbres de décision pondérés en fonction des résidus calculés au fur et à mesure de la construction du modèle. Le réglage du meilleur jeu d'hyperparamètres (définition rappelée en 2.1) est réalisé à l'aide du logiciel open-source Optuna développé en langage Python [Aki+19]. Nous construisons autant de méta-modèles que de critères à minimiser dans le problème d'optimisation.

Définition 2.1: hyperparamètre d'un méta-modèle

Soit un méta-modèle quelconque (régression linéaire, arbre de décision, ...). Les hyperparamètres de ce méta-modèle sont tous les paramètres d'entrée nécessaire au méta-modèle pour procéder à l'apprentissage d'une base de données.

Optuna propose un éventail de modèles pour conduire la recherche du jeu d'hyperparamètres Pareto optimal maximisant la précision du modèle : pour ce travail, nous avons opté pour le choix de l'échantillonneur TPE (*Tree-structured Parzen Estimator*) qui s'avère être le plus souple lorsque la fonction à approcher est de type boîte noire et dont nous ne connaissons donc que de manière limitée ses propriétés [Ber+11]. Enfin, la base de données utilisées pour l'entraînement du méta-modèle AdaBoost est la même que celle ayant permis le calcul des corrélations entre variables, soit 5000 points en tout.

6.2.5 Analyse de la performance des méta-modèles

Nous proposons ici d'analyser la précision de chacun des trois méta-modèles créés à l'aide d'Optuna. Pour cela, nous séparons la base de données de toutes les solutions disponibles en deux ensembles et procédons au protocole de calcul décrit ci-dessous.

1. Une base d'apprentissage qui, comme son nom l'indique, permet au méta-modèle AdaBoost de construire sa forêt d'arbre de sorte à minimiser l'erreur de prédiction sur une base de généralisation.
2. Une base de généralisation (ou de *test*) sur laquelle est testé le méta-modèle qui vient d'être construit. Concrètement, l'analyse de performance consiste à comparer la réponse du méta-modèle avec les valeurs obtenues avec la vraie fonction objectif dont la forêt d'arbres se veut justement représentative.

Dans l'objectif d'accumuler une statistique permettant de renforcer les conclusions de notre analyse de précision, nous suivons un schéma typique de validation croisée des données avec un fractionnement en 40 parties. Ainsi, le schéma ci-dessus est répété 40 fois avec autant de couples (base d'apprentissage; base de test) distincts deux à deux. Ici, la validation croisée est effectuée à l'aide d'un opérateur de permutation aléatoire d'un run à l'autre.

La figure 6.7 présente la distribution de l'erreur de prédiction sur la base d'entraînement et la base de test pour chacun des méta-modèles construits (un pour chaque objectif). La distribution de l'erreur de généralisation (orange) a un profil proche d'une loi normale centrée, ce qui montre que la base de données n'est pas suffisamment déséquilibrée pour empêcher les modèles AdaBoost d'être correctement entraînés pour prédire leur fonction objectif correspondante. Pour tous les objectifs, l'erreur absolue observée sur la base d'apprentissage est faible au regard de la valeur moyenne de ces objectifs sur l'ensemble de la base de données (table 6.3). Il en va de même pour l'erreur absolue sur la base de test.

Un écueil récurrent lors de l'utilisation d'arbres de décision en tant que modèle de régression est le risque d'*over-fitting*, qui se caractérise par un sur-apprentissage des points de la base d'entraînement au risque de dégrader l'étape de généralisation des modèles. Bien que l'erreur MAE de généralisation paraisse faible sur la figure 6.7 (orange), cette discussion ne peut être clôturée sans

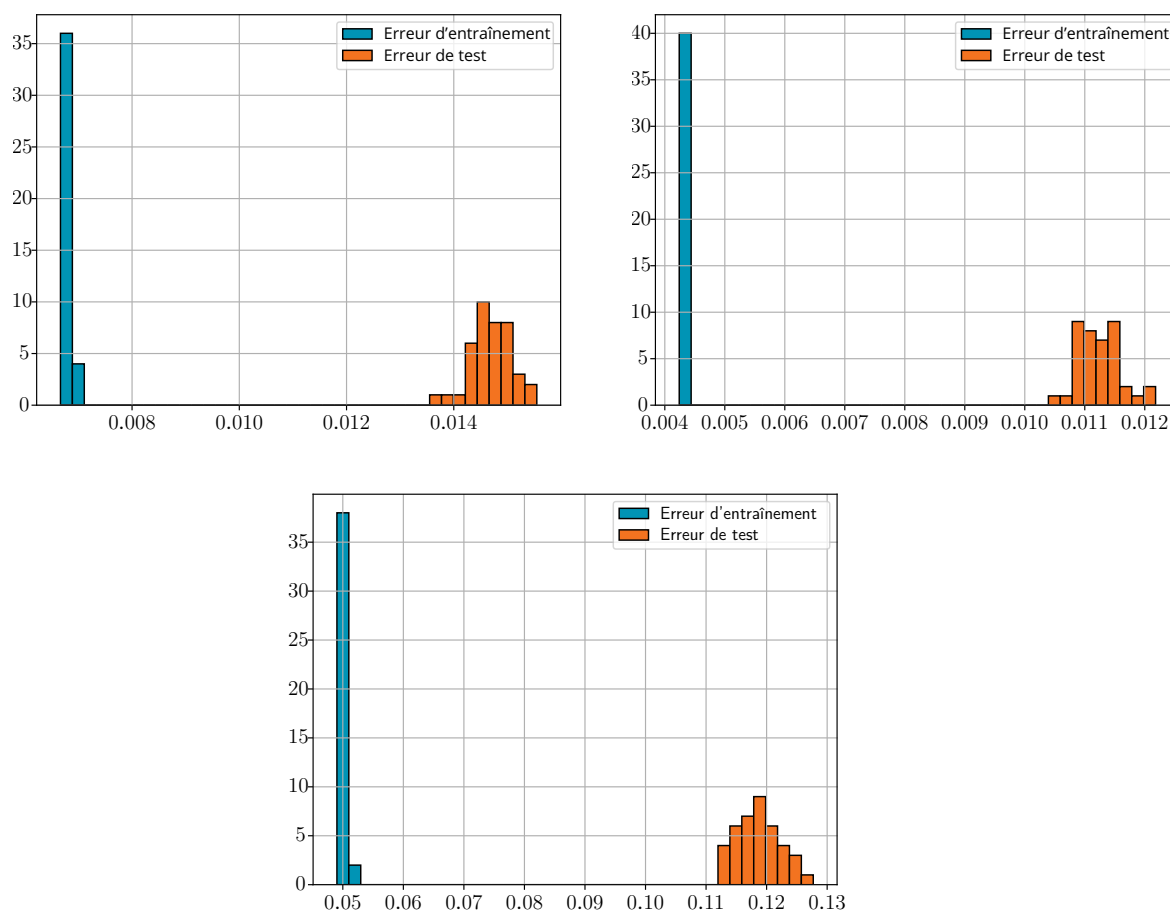


Figure 6.7 – Distributions de l'erreur de généralisation de l'objectif V_1 (haut gauche), V_2 (haut droite) et D_2 (bas). Occurrence en ordonnées, intervalles de MAE (*Mean Absolute Error*) en abscisses.

la comparer à la variabilité naturelle des points de la base de données du problème. En effet, si la variabilité de l'erreur de prédiction est du même ordre de grandeur que celle de la base originale, la pertinence de notre méta-modèle est compromise. En l'occurrence, comme le montre le tableau 6.3, nous observons que la distribution des valeurs cibles est supérieure d'au moins un ordre de grandeur par rapport à l'erreur estimée de chacun des modèles.

Exemple : un méta-modèle qui prédit le nombre d'individus porteur d'un gène spécifique avec une marge d'erreur absolue de 100 personnes est plus fiable si la base de données génétiques est composée de 50000 individus (erreur relative de 0.2%) que si elle n'en contient que 500 (erreur relative de 20%).

Table 6.3 – Moyennes de la base de données (BD) et erreurs moyennes des méta-modèles pour chaque objectif du problème.

Objectif	Moyenne BD (écart type)	Moyenne MAE (écart type)
V_1	1.166 ($5.0 \cdot 10^{-2}$)	$1.487 \cdot 10^{-2}$ ($3.6 \cdot 10^{-4}$)
V_2	$9.600 \cdot 10^{-1}$ ($5.60 \cdot 10^{-2}$)	$1.135 \cdot 10^{-2}$ ($3.8 \cdot 10^{-4}$)
D_2	2.6740 (1.5165)	$1.207 \cdot 10^{-1}$ ($4.0 \cdot 10^{-3}$)

Nous souhaitons trancher définitivement sur le risque d'*over-fitting* (le modèle capture de manière trop poussée les corrélations des points de la base d'apprentissage, ce qui dégrade la généralisation) ou d'*under-fitting* (le modèle capture mal les corrélations des points de la base d'apprentissage).

prentissage, ce qui empêche là encore une bonne généralisation) des modèles. Pour cela, on trace les courbes d'apprentissage pour chaque objectif en figure 6.8. On y lit l'erreur absolue moyenne sur une validation croisée de 40 runs en fonction du nombre de points contenus dans la base d'entraînement (en bleu), et l'erreur de généralisation correspondante sur la base de test (en orange). D'abord, on exclut définitivement toute situation d'*over-fitting* dans la mesure où aucune des courbes oranges n'augmentent à partir d'un certain nombre de points dans la base d'entraînement. On notera toutefois que le cas d'*over-fitting* aurait pu se produire pour les objectifs V_2 et D_2 puisque la courbe sur l'erreur de la base d'entraînement augmente à partir de 2500 points d'apprentissage. Ces courbes montrent que l'apprentissage aboutit au bout de 2500 points pour les objectifs V_2 et D_2 , ce qui exclut le risque d'*under-fitting*. En revanche, l'erreur d'apprentissage étant toujours décroissante pour l'objectif V_1 , il faut noter un risque d'*under-fitting* qui, au vu de notre analyse au paragraphe précédent, semble ne pas avoir un impact notable sur la dégradation de l'erreur de généralisation du modèle.

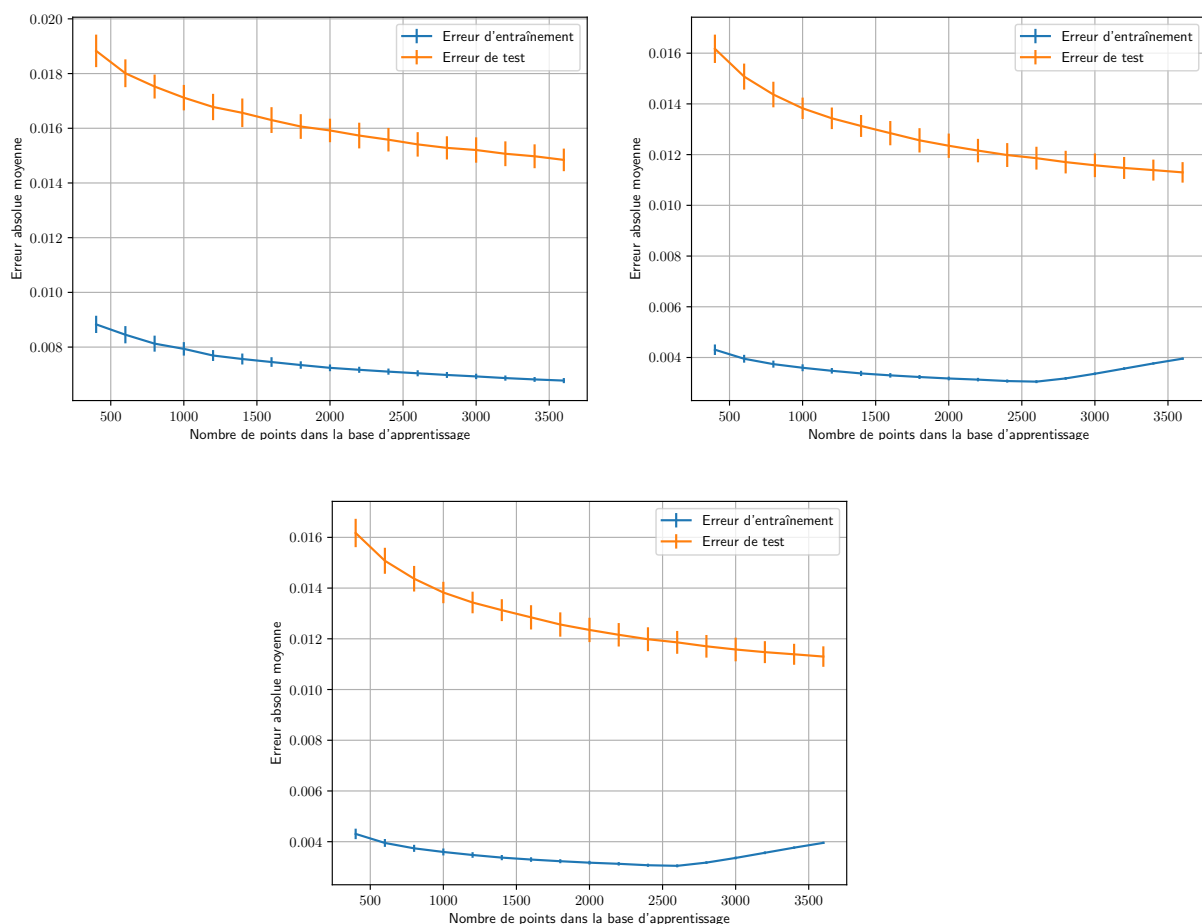


Figure 6.8 – Distributions de l'erreur de prédiction de l'objectif V_1 (haut gauche), V_2 (haut droite) et D_2 (bas) sur la base de test. Occurrence en ordonnées, intervalles de MAE (*Mean Absolute Error*) en abscisses.

6.2.6 Première approche pour la résolution du problème V1-V2-D2 (algorithme MOEA/D-S)

Nous exposons dans cette partie le résultat de l'étude d'optimisation du problème V1-V2-D2 conduit avec l'algorithme MOEA/D-S sous les hypothèses de calculs suivantes :

- le nombre de générations est fixé à $g_{max} = 130$. C'est le critère d'arrêt de la simulation.

- La taille de la population N est égale au nombre de directions selon lesquelles nous décomposons l'espace objectif (un problème mono-objectif par individu). Nous utilisons la méthode de Das et Dennis [DD98] pour la génération de directions initiales uniformément réparties sur l'hyperplan unité (cf figure 5.5). Le paramètre H quantifiant le nombre de segments sur une arête du triangle de l'hyperplan fixe, le nombre de directions est égal au coefficient binomial

$$N = \binom{H + m - 1}{m - 1} \quad (6.2)$$

où m est la dimension de l'espace objectif. En l'occurrence, pour le problème V1-V2-D2, nous avons $m = 3$ et nous posons $H = 26$. Il existe donc $N = 378$ directions pour autant d'individus dans la population.

- Le voisinage de chaque direction est de taille $T = 37$, soit le quotient de N divisé par 10.
- Nous répétons l'expérience sur 20 runs avec le même vecteur de poids mais une population initiale systématiquement différente.
- Nous utilisons la scalarisation de Tchebychev.
- Le taux de mutation est pris de sorte que la distance de Hamming entre une solution parente et une solution mutée soit égale à 1, autrement dit qu'une seule coordonnée varie. Comme l'espace de recherche est de dimension 3 (variables r_1 , r_2 et b), nous aurons $p = \frac{1}{3}$.

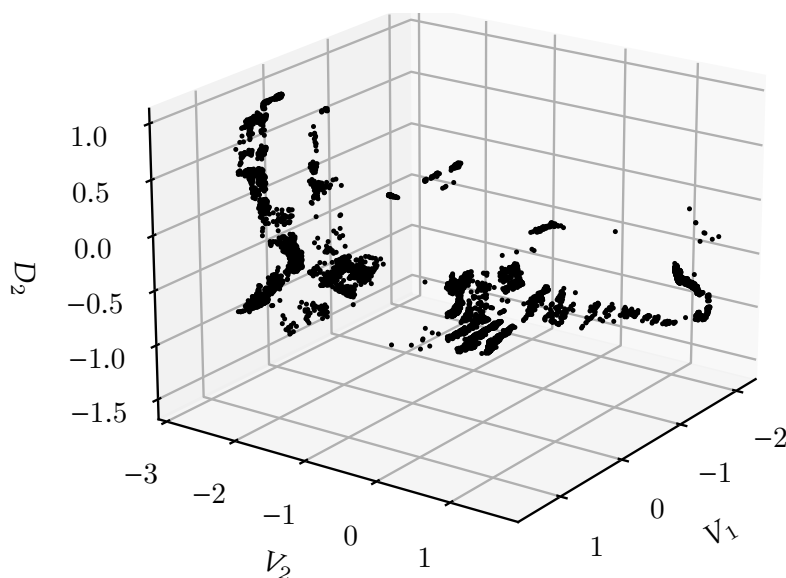


Figure 6.9 – Superposition de toutes les approximations de fronts de Pareto dans l'espace objectif obtenu avec l'algorithme MOEA/D-S pour le problème d'optimisation tri-objectif V1-V2-D2. Les fronts des 20 runs sont placés.

Comme le montre la figure 6.9, le problème V1-V2-D2 se caractérise par un front de Pareto très clairsemé en terme de densité de points. Ce résultat soulève une question importante : la minimisation de la fonction objectif retenue conduit-elle véritablement à un front de cette nature, ou l'algorithme MOEA/D-S a-t-il échoué à converger vers une approximation du front de Pareto dans les régions vides de points? Comme le soulignent Zhang et al. [ZL07], la stratégie de mappage de l'espace objectif est particulièrement importante lors de la recherche des solutions du front de Pareto : pour des fronts de Pareto « simples » continus comme ceux des fonctions de benchmark du type DTLZ, nous attendons du choix d'une distribution uniforme des directions dans l'espace objectif une convergence similaire de l'optimisation dans toutes les directions de l'espace objectif, aboutissant ainsi à l'obtention d'un front de Pareto avec une grande diversité. La référence [LGC10] corrobore ce résultat : la méthode d'initialisation des directions de Das et Dennis [DD98] est généralement propice à l'obtention d'un front diversifié. Afin de mieux caractériser notre fonction objectif

et vérifier que la stratégie d'optimisation de l'espace objectif n'est pas en défaut, nous choisissons d'investiguer de diverses manières la conduite de l'optimisation.

6.3 Études de sensibilité au paramétrage de MOEA/D-S

Dans cette partie, les résultats sont basés sur une comparaison de la métrique d'hypervolume dans l'espace objectif. En particulier, nous traçons l'évolution de l'hypervolume au fil des générations évaluées, chaque valeur d'hypervolume étant calculée à partir des points d'une seule et même génération de la population. D'après la littérature [TIO17], cette stratégie de comparaison est adaptée pour comparer la performance de deux algorithmes d'optimisation, bien qu'elle ait été récemment remise en question³.

6.3.1 Variation du nombre de directions de décomposition

Dans ce paragraphe, nous appliquons l'algorithme MOEA/D-S au problème V1-V2-D2 en analysant la sensibilité au nombre de directions de décomposition de l'espace objectif. Nous testons ainsi un cas à 66, 136, 231, 378 et 496 directions distinctes possibles, qui correspondent respectivement à un partitionnement H du simplexe unité égal à 10, 15, 20, 26 et 30. Les résultats sont présentés en figure 6.10.

D'une part, il semble que le choix d'un nombre de directions limité dégrade la performance du MOEA/D-S, mais que le gain observé en augmentant le nombre de directions plafonne lorsque le nombre de directions devient important. En effet, bien qu'en moyenne une augmentation du nombre de directions paraissent propice à un gain d'hypervolume synonyme d'une meilleure performance de l'algorithme lors de la phase d'exploitation des runs, les écart-types des courbes pour 231 directions et au-delà se chevauchent, nuançant notre première intuition. En définitive, nous n'observons pas de gain en efficacité notable lorsque le nombre de directions excède 231 sur la base de ces résultats.

D'autre part, la variation du nombre de directions dans ce problème affecte la courbure de l'hypervolume : il semble ainsi que la distinction entre la phase d'exploration et d'exploitation des simulations soit accentuée avec un nombre croissant de directions de recherche (courbure plus importante pour 496 directions que pour 66 directions). Un algorithme fortement exploratoire garantit de parcourir une large portion de l'espace de recherche ; cette exploration, menée en début de run, permet de faire une pré-analyse du paysage de fitness du problème afin de trouver les régions où la présence des points du front de Pareto sont les plus susceptibles de se trouver. L'exploration prépare ainsi l'exploitation, où l'on attend de l'algorithme MOEA/D-S qu'il mute les solutions dans l'environnement des meilleures solutions déjà trouvées [Sim+11]. Sur la figure 6.10, nous observons que si le cas à 496 directions est le meilleur en moyenne sur l'hypervolume en fin de run, sa variation pendant la phase d'exploitation (à partir de la génération 40) est plus faible que pour les cas à 231 et 378 directions (l'écart d'hypervolume entre la 40^{ème} et la 130^{ème} génération vaut environ 0.45 pour 496 directions contre 0.6 pour 378 directions).

Sur la base de ces discussions, nous optons pour le paramétrage de MOEA/D-S apportant satisfaction à la fois pendant la phase d'exploration de l'espace de recherche en début de simulation, mais aussi pendant la phase d'exploitation en fin de run. Nous conserverons donc un nombre de directions égal à 378 dans la suite de ce chapitre.

6.3.2 Variation de la taille du voisinage

Nous étudions ici l'influence de la communication entre directions dans l'espace objectif en faisant varier le paramètre de taille du voisinage. Les résultats sont montrés sur la figure 6.11 (haut). En notant que l'échelle en ordonnée est différente qu'en figure 6.10, il apparaît que la variation de la taille du voisinage semble moins influente que la variation du nombre de directions décomposant

3. La construction d'une archive de toutes les solutions non-dominées explorées et qui s'incrémente au cours d'un même run peut servir de base de comparaisons pour une plus large catégorie d'algorithmes.

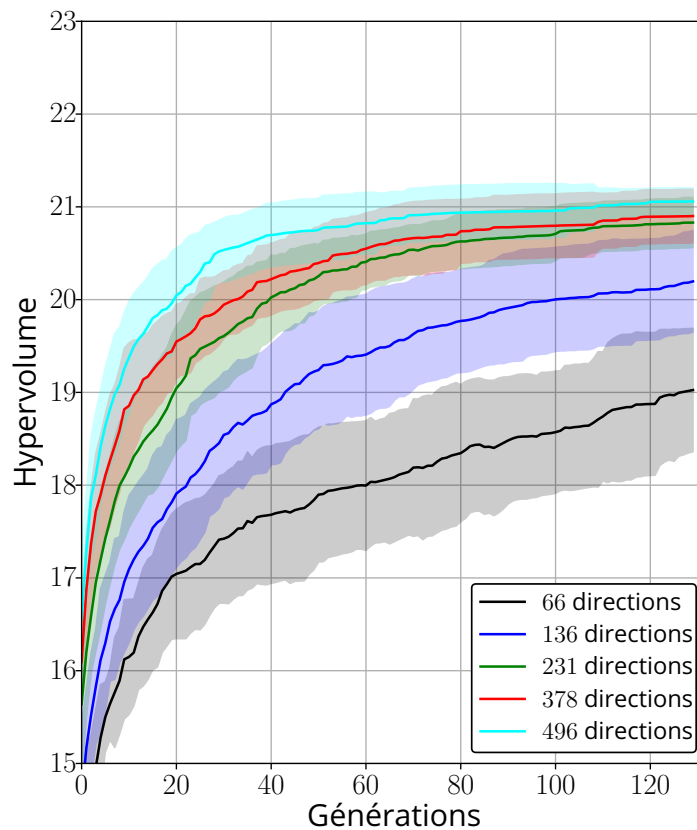


Figure 6.10 – Hypervolume génération après génération pour des optimisations conduites avec MOEA/D-S pour un nombre de directions de décomposition croissants. La moyenne sur l'ensemble des runs est en ligne pleine et la zone colorée l'entoure d'une unité d'écart-type.

le problème multi-objectifs. Toutefois, augmenter les communications entre directions semble propice à l'obtention de meilleures solutions Pareto optimales. On observe également que l'écart type de l'hypervolume est minimal à partir d'une certaine génération dans le cas où toutes les directions communiquent entre elles ($T = 377$). Cette dernière observation montre une possible perte de diversité des solutions Pareto optimales. Au contraire, la courbe à $T = 37$, pour laquelle la taille du voisinage est donc égale à $1/10$ de la population évolutive, montre une variation d'hypervolume correcte (son écart-type chevauche celui de la courbe du voisinage de taille maximale) tout en ayant un écart-type croissant jusqu'à la dernière génération. Nous opterons donc dans la suite pour un voisinage intermédiaire fixé à $T = 37$.

6.3.3 Choix de la fonction d'agrégation

Jusqu'ici nous avons travaillé sur une décomposition de l'espace objectif dont chaque fonction mono-objectif est une fonction de Tchebychev pondérée. À titre indicatif nous proposons de vérifier que cette métrique est la plus adaptée pour la résolution du problème V1-V2-D2 : la figure 6.11 (bas) présente une comparaison de runs réalisés avec la scalarisation de norme p et celle de la somme pondérée. Nous validons ainsi le choix de la métrique de Tchebychev : sauf mention contraire, tous les résultats seront obtenus en utilisant cette fonction de scalarisation.

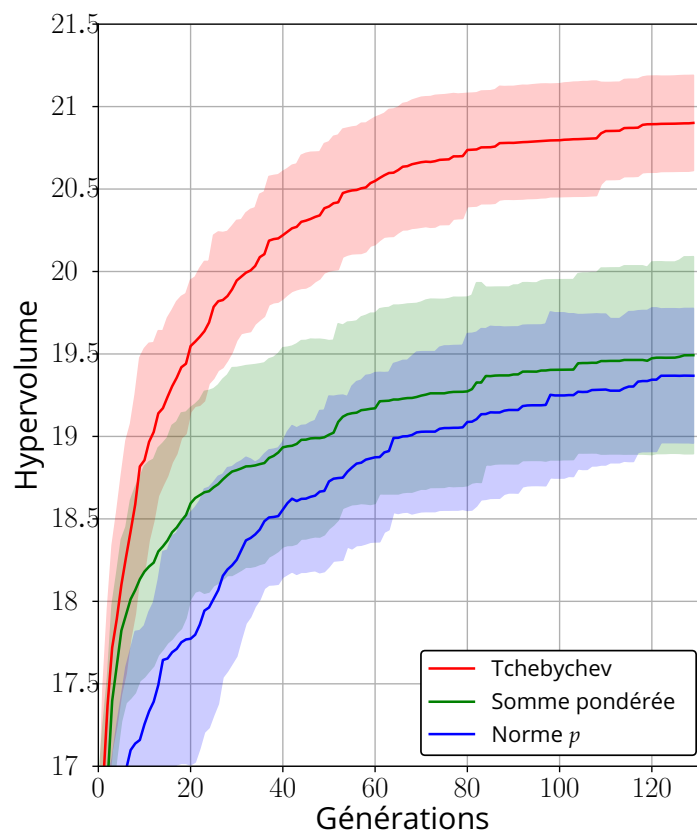
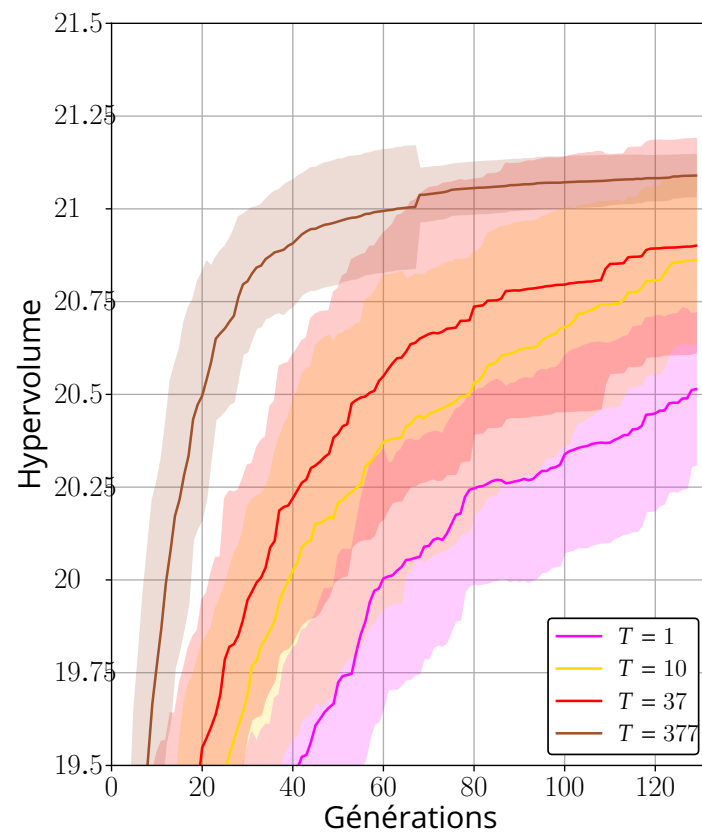


Figure 6.11 – Hypervolume génération après génération pour des optimisations conduites avec MOEA/D-S pour différentes tailles de voisinage (haut) ou en fonction du choix de la scalarisation (bas). La moyenne sur l'ensemble des runs est en ligne pleine et la zone colorée l'entoure d'une unité d'écart-type.

6.4 Résolution du problème V1-V2-D2 à l'aide d'un algorithme à vecteurs de poids adaptatif (MOEA/D-AW)

Cette partie s'attache à présenter une application d'un algorithme MOEA/D à vecteurs de poids adaptatifs originellement pensé par Qi et *al.* [Qi+14], dont nous proposons une variante. Nous présentons d'abord les motivations et le cadre théorique de cette stratégie d'optimisation particulière, puis nous présenterons les résultats de ces travaux appliqués au problème V1-V2-D2.

6.4.1 Motivations

Bien qu'elle soit en théorie adaptée à la résolution de n'importe quel problème d'optimisation multi-objectifs, la stratégie MOEA/D est relativement basique et n'assure pas toujours de converger vers un front de Pareto diversifié lorsque ce dernier est de forme complexe, que ce soit par la présence de discontinuités de la fonction objectif ou de zones concaves. Cette complexité soulève une problématique bien connue dans le cadre d'études d'optimisation appliquées à de vrais problèmes d'ingénierie : parmi les directions sur lesquelles a été décomposé le problème multi-objectifs dans l'espace objectif, celles qui pointent vers les zones de discontinuité ou de concavité représentent potentiellement une perte de ressources de calcul et de diversité sur l'approximation de l'ensemble de Pareto puisque le nombre de solutions non-dominées y est limité voire nul. Dans ce cadre, il apparaît que de nombreux sous-problèmes ont potentiellement la même solution optimale. Par exemple, dans une situation telle que celle présentée en figure 6.12, tous les problèmes dont la direction associée est comprise dans le faisceau de discontinuité du front de Pareto (nous en avons tracé deux en bleu, λ_i ou λ_j) recherchent seulement deux solutions Pareto optimales au sens de Tchebychev (points rouges). Autrement dit, il faut s'assurer qu'une direction de recherche coupe effectivement le front de Pareto. On comprend donc qu'une méthode dont les directions de décomposition de l'espace objectif s'adaptent au cours d'un run pourrait pallier ce problème.

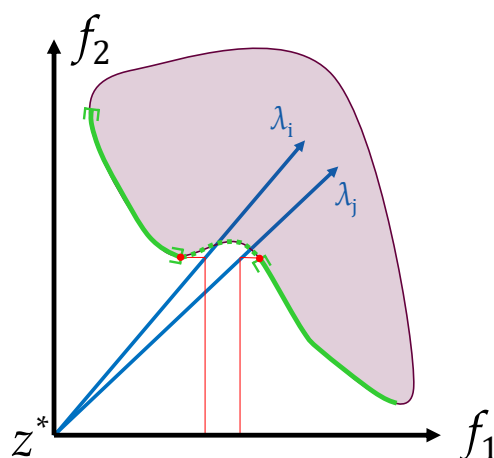


Figure 6.12 – Front de Pareto dans l'espace objectif d'un problème bi-objectif quelconque présentant une zone concave.

6.4.2 Algorithme MOEA/D-AW

L'algorithme à vecteurs de poids adaptatifs MOEA/D-AW est un algorithme MOEA/D dans lequel les directions de décomposition sont régulièrement mises à jour pour éviter de piéger la recherche dans des directions associées à des régions concaves ou discontinues du front de Pareto. Au lieu de laisser s'accumuler les points aux frontières de discontinuités du front de Pareto global, nous effectuons un procédé de suppressions suivis d'ajouts de poids dans les directions amenant à une plus grande diversité du front global. Pour cela, le procédé consiste à :

1. rechercher les zones les plus densément peuplées du front courant (on interprète de telles zones comme des frontières de discontinuité potentielles du front de Pareto du problème

d'optimisation, figure 6.12);

2. supprimer les directions associées aux solutions présentes au sein de ces zones;
3. compenser ces suppressions par l'ajout d'autant de directions dans les zones les plus clairsemées.

La structure de notre algorithme MOEA/D-AW est une variante de l'algorithme baptisé MOEA/D-AWA dans [Qi+14], la référence théorique principale de ce chapitre. Ce dernier est un algorithme qui fait référence pour les stratégies MOEA/D adaptatives et qui a inspiré beaucoup d'auteurs à en écrire des versions améliorées, comme [Lav+21] qui propose une automatisation de la procédure de mise à jour des poids au cours du run, afin d'éviter d'effectuer une mise à jour qui serait superflue pour converger vers la solution optimisante finale. Le pseudo code 3 donne un aperçu détaillé du fonctionnement de MOEA/D-AW, il reprend la plupart des notations de MOEA/D-S.

Nous attirons l'attention sur un point clé de l'algorithme MOEA/D-AW, à l'étape d'ajout de nouvelles directions. En effet, l'ajout de nouvelles directions de recherche se fait dans les zones les plus clairsemées de l'ensemble des solutions non dominées connues, qui sont stockés dans une archive externe progressivement complétée au fur et à mesure du run⁴. Toutefois, avec cette stratégie, il existe un risque de confondre une zone insuffisamment explorée avec une zone effectivement *blanche* de la fonction objectif, dans lesquelles nous ne souhaitons pas ajouter des directions de recherche. Pour éviter ce risque, nous utilisons une métrique rendant compte du niveau d'éparpillement d'un point x au sein d'une population de points notée pop :

$$SL(x, pop) = \prod_{i=1}^m d(x, pop_i) \quad (6.3)$$

où $d(x, pop_i)$ est la distance euclidienne entre x et son i -ème voisin le plus proche au sein de la population pop . Plus SL est faible, plus les voisins de x sont proches de lui. Pour la suppression de direction, on calcule SL de tous les éléments de la population évolutive courante, afin d'identifier les individus qui présentent les valeurs d'éparpillement les plus petites, ce qui témoigne d'un regroupement de direction convergeant potentiellement vers les mêmes solutions à cause d'une région concave ou discontinue de Pareto.

En ce qui concerne l'ajout de directions, on calcule le niveau d'éparpillement de chaque point de l'archive externe par rapport aux points de la population évolutive. Le nouveau vecteur de direction est généré en utilisant l'individu ayant l'éparpillement le plus élevé. Le vecteur directeur de la nouvelle direction de décomposition, noté λ^{sp} , est choisi tel que :

$$\lambda^{sp} = \left[\frac{\frac{1}{f_1^{sp} - z_1^* + \epsilon}}{\sum_{k=1}^m \frac{1}{f_k^{sp} - z_k^* + \epsilon}}, \dots, \frac{\frac{1}{f_m^{sp} - z_m^* + \epsilon}}{\sum_{k=1}^m \frac{1}{f_k^{sp} - z_k^* + \epsilon}} \right] \quad (6.4)$$

où f_k^{sp} est la valeur du $k^{\text{ème}}$ objectif associée à l'individu ayant la plus grande SL et $\epsilon = 10^{-5}$.

6.4.3 Étude expérimentale

On propose de résoudre le problème V1-V2-D2 avec MOEA/D-AW en étudiant différentes configurations de paramètres : génération de départ g_0 à partir de laquelle l'adaptation des directions s'initie, quantité de directions mises à jour, et nombre de générations entre deux mises à jour successives de la décomposition. Nous jugeons des performances de l'adaptation des poids en comparant les métriques d'hypervolume et de distance générationnelle inversée modifiée $IGD+$ (définition 4.1). Une fois de plus, les calculs d'hypervolume et d' $IGD+$ sont réalisés génération après génération sur les points de la population évolutive, et non sur les points de l'archive externe des points non dominés du run. Comme auparavant, 20 runs ont été calculés pour chaque configuration. La métrique d' $IGD+$ est obtenue en utilisant la librairie open source [LPS10], et en prenant

4. Cette archive s'incrémente à chaque nouveau point appartenant au front de Pareto de l'espace objectif. L'archive contient donc potentiellement, au bout d'un certain nombre de générations écoulées, plus de points que d'individus dans la population évolutive.

Algorithme 3 : Pseudo-code de MOEA/D à vecteur de poids adaptatif (MOEA/D-AW).

Étape 1 : Initialisation

- 1 Reprendre toutes les étapes de l'initialisation de MOEA/D-S
- 2 **Choisir** g_0 // le nombre d'évaluations avant la première mise à jour des poids
- 3 **Choisir** h_a // le nombre d'évaluations entre deux mises à jour des poids
- 4 **Choisir** n_{wa} // le nombre de directions mises à jour à chaque adaptation
- 5 $g \leftarrow 0$

Étape 2 : Évolution génétique

- 6 **Tant que** $g < g_{max}$ **faire**
- 7 **Pour** $q \leftarrow 1$ **à** N **faire**
- 8 [Ici viennent les mêmes étapes de l'évolution génétique que celles de l'algorithme MOEA/D-S]
- 9 **si** $g \geq g_0$ **et** $g \bmod h_a = 0$ **alors**
- 10 Supprimer les directions associés aux zones surpeuplées (algorithme 4).
- 11 Ajouter des directions dans les zones sous-peuplées (algorithme 5).
- 12 Recalculer le vecteur de voisinages des directions.
- 13 **fin**
- 14 **fin**
- 15 $g \leftarrow g + 1$
- 16 **fin**

Algorithme 4 : Bloc pour le pseudo-code MOEA/D-AW : suppression des poids.

Entrée : X est la population évolutive courante.

- 1 **Pour** $c \leftarrow 1$ **à** n_{wa} **faire**
- 2 **Calcul** de l'éparpillement $SL(\tilde{f}(X_q), X)$ de chaque élément $\tilde{f}(X_q)$ au sein de la population X , pour q compris entre 1 et N . On cherche la direction λ_{max} associée au SL le plus faible
- 3 **Retrait** de λ_{max} du vecteur λ
- 4 **Retrait** de X_q du vecteur X
- 5 **Retrait** de Z_q du vecteur Z
- 6 **fin**

Algorithme 5 : Bloc pour le pseudo-code MOEA/D-AW : ajout de poids.

Entrée : X est la population évolutive courante.

- 1 **Calcul** de l'éparpillement $SL(f(a), X)$ de chaque élément de l'archive externe $f(a)$ au sein de la population X . On cherche les n_{wa} éléments de l'archive présentant les plus grande valeur de SL
- 2 **Ajout** des éléments de l'archive correspondants à X
- 3 **Calcul** des nouvelles directions pointant vers chacun de ces éléments dans l'espace objectif au moyen de l'équation (6.4)
- 4 **Ajout** des nouvelles directions au vecteur λ .
- 5 **Calcul** du nouveau vecteur de voisinage.

comme front de référence le front formé par la concaténation des points des populations finales de toutes les configurations testées pour un même numéro de run (il y a donc 20 fronts de référence ce qui nous permet de construire une moyenne et un écart-type).

Définition 4.1: distances générationnelles inversées [LPS10]

Soit A un ensemble de taille $\#A$ dont les éléments composent un front de Pareto, et R un front de référence. La distance générationnelle entre A et R est définie par :

$$GD(A, R) = \frac{1}{\#A} \sum_{a \in A} \min_{r \in R} d(a, r) \quad (6.5)$$

où $d(a, r) = \sqrt{\sum_{k=1}^M (a_k - r_k)^2}$ est la distance euclidienne entre le point a et le point r . La distance générationnelle inversée se déduit de la formule précédente : $IGD(A, R) = GD(R, A)$. Dans certaines situations, la métrique de l' IGD est insuffisante pour comparer deux fronts A_1 et A_2 par rapport à un même front de référence R . En particulier, il arrive que cette métrique privilégie un front de Pareto étendu et jouissant d'une bonne diversité au lieu d'un front moins étendu mais composé de meilleures solutions au sens des relations de dominance ; autrement dit, l' IGD a tendance à surestimer les performances d'un algorithme apportant de la *diversité* et non de l'*optimalité* [IMN16]. L'utilisation de l' $IGD+$ est plus adaptée pour gérer ce biais de calcul. On l'obtient en remplaçant d par d^+ tel que :

$$d^+ = \sqrt{\sum_{k=1}^M [\max(r_k - a_k, 0)]^2}. \quad (6.6)$$

On observe sur la figure 6.13 que la méthode des poids adaptatifs permet d'améliorer à la fois la qualité du front de Pareto en terme de minimisation des objectifs (hypervolumes plus grands en bout de run sur le graphe à gauche), mais également en terme de diversité sur le front entier (graphe à droite). Par ailleurs, on note sur le graphe de l' $IGD+$ que le déclenchement de l'adaptation des poids se discerne visuellement au moment de la valeur g_0 correspondante. Il semble qu'augmenter le nombre de générations entre deux mises à jour des poids ne dégrade pas l'efficacité de la méthode (comparaison des cas jaune et marron). En revanche, augmenter le nombre de poids mis à jour accélère les effets de l'adaptation, même si en fin de run ces deux configurations semblent aboutir à des performances équivalentes.

L'analyse des fronts de Pareto formés par les points des 20 dernières générations de la population évolutive (on superpose tous les runs pour chaque configuration) présentée en figure 6.14 confirme que l'utilisation de MOEA/D-AW permet d'obtenir un front de Pareto avec plus de points et donc plus diversifié. Tout comme les régions déjà peuplées sans adaptation des poids (graphe en haut à gauche) semblent mieux mises en valeur avec l'algorithme adaptatif, la plupart des régions *blanches* que l'on devinait dans l'espace objectif semblent effectivement caractéristiques de la fonction objectif du problème. De manière générale, si l'on savait grâce à la littérature que les méthodes d'adaptation des poids étaient efficaces sur des fonctions *benchmark*, nous montrons ici qu'elle permet de résoudre un problème d'ingénierie complexe avec une convergence supérieure par rapport à une méthode non adaptative vis-à-vis de l'approximation du front de Pareto dans l'espace multi-objectifs.

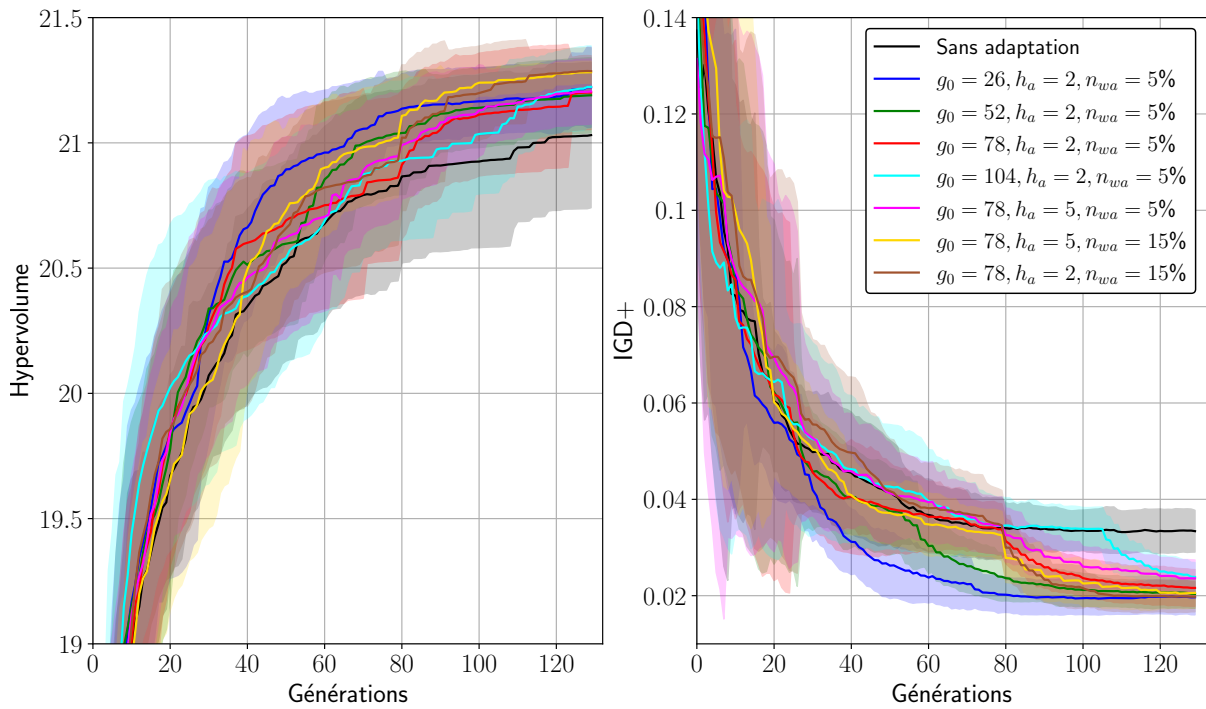


Figure 6.13 – Métriques de l'hypervolume (gauche) et de l'IGD+ (droite) pour des optimisations conduites avec l'algorithme MOEA/D classique (noir) ou l'algorithme MOEA/D-AW. La moyenne est en ligne pleine et les zones colorées représentent l'écart-type.

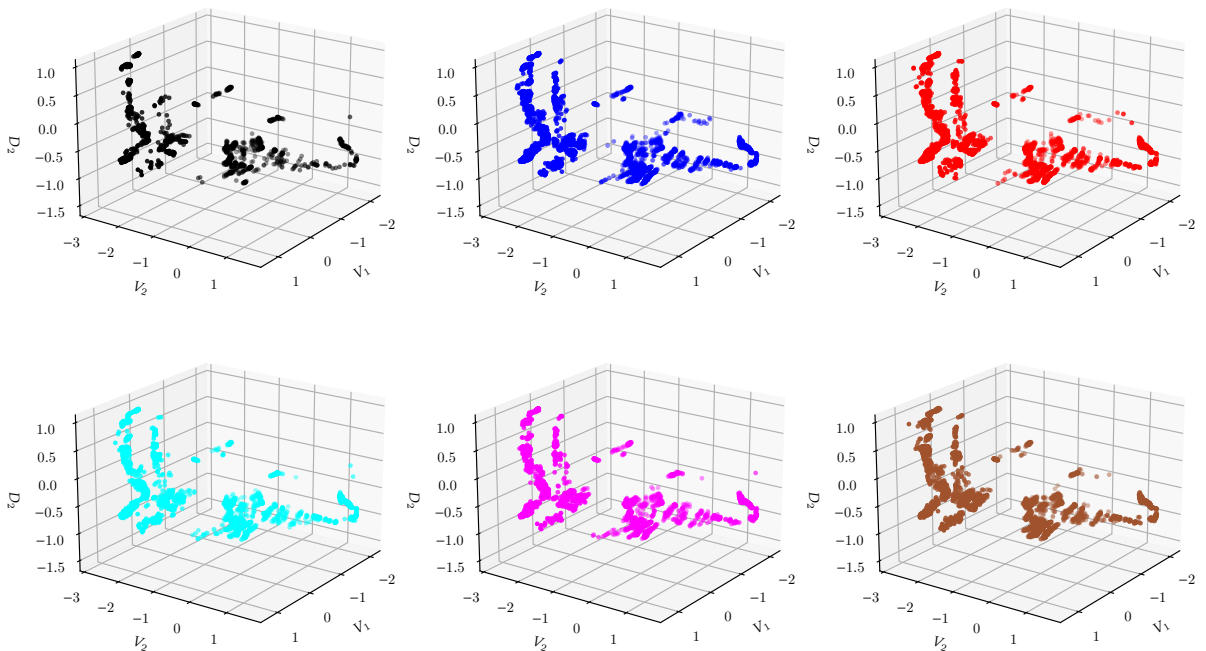


Figure 6.14 – Fronts de Pareto dans l'espace objectif pour des optimisations conduites avec l'algorithme MOEA/D classique (noir) ou l'algorithme MOEA/D-AW. Le code couleur est repris de la figure 6.13.

6.5 Analyse des solutions Pareto optimales du problème V1-V2-D2

L'étape d'optimisation ayant été traitée, nous proposons désormais d'analyser la distribution statistique des solutions Pareto optimales composant le front de Pareto du problème V1-V2-D2. Dans un premier temps, nous traçons les diagrammes en boîtes donnant la distribution des paramètres associés à ces solutions. Pour cela, on construit chaque figure à partir des solutions qui conduisent aux valeurs de l'objectif inférieures au premier quartile de la distribution de cet objectif (figure 6.15). Le diagramme de gauche correspond à l'objectif V_1 , celui au centre à V_2 , et celui à droite à D_2 .

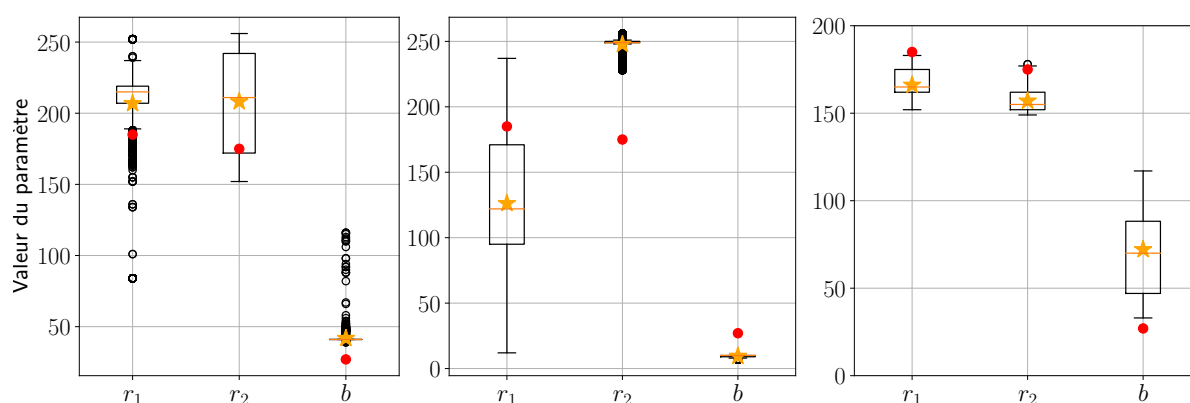


Figure 6.15 – Distribution des paramètres de pilotage des solutions minimisant V_1 (gauche), V_2 (milieu) et D_2 (droite) parmi toutes les solutions Pareto optimales trouvées. Le point rouge représente le mode de pilotage standard des REP P4/P'4 en mode G. Les étoiles (*resp.* lignes) oranges représentent les valeurs moyennes (*resp.* la médiane) des solutions Pareto optimales. La frontière supérieure (*resp.* inférieure) des boîtes est le troisième (*resp.* premier) quartile. Les points aberrants sont en noir (0.7% des points).

Le simulateur de pilotage étant caractérisé par une grande variance sur les objectifs, et ce même si les jeux de variables dans l'espace de recherche sont proches au sens de la distance de Hamming, nous ne menons pas d'analyse sur les modes de pilotage trouvés qui optimisent le plus chaque critère. En effet, la présence de points aberrants (en noir) sur chacun des graphes, et au moins pour une des variables étudiées, limite la profondeur d'interprétation donnée aux points extrêmes. À la place, nous focalisons l'analyse des résultats sur les solutions réparties autour des valeurs médianes de chaque paramètre.

Pour plus de clarté sur les analyses de résultats ci-dessous, nous rappelons que la définition de l'espace de recherche et de ses variables est donnée au paragraphe 6.2.2.1.

Minimisation du volume d'effluents du réacteur en début de cycle : nous analysons ici le graphe de gauche de la figure 6.15. Les solutions présentant un gain notable sur ce critère ont été obtenues avec une valeur de r_1 plus grande; conformément à la définition de r_1 (figure 2.18), cela traduit un mouvement de G1 et G2 avec une valeur de recouvrement plus faible. Autrement dit, il serait préférable d'insérer G1 tout seul sur plus de pas que dans le mode standard, avant de commencer à insérer G2 dans le cœur. Le cas du paramètre r_2 est analogue, dans la mesure où les solutions optimisantes semblent également privilégier une diminution du recouvrement entre G2 et N1 par rapport au mode de pilotage standard. Enfin, il semble que la largeur de la bande de manœuvre du GRT doit être légèrement supérieure à sa valeur actuelle pour espérer minimiser les effluents produits sur le réacteur en début de cycle à l'issue du transitoire de puissance. Cependant la distribution des valeurs est, pour b , très resserrée autour de la médiane : prendre une valeur de b trop faible ou trop grande (même s'il existe des points apparemment meilleurs pour de grandes valeurs de b) dégrade le critère V_1 .

À titre indicatif, signalons que les résultats ci-dessus sont partiellement en accord avec l'état de l'art sur l'optimisation des modes de pilotage de REP (références [Mun17] et [Dro20]). Bien que le transitoire de puissance à l'étude y soit différent (créneau simple avec un palier bas à 30% PN pendant 6 heures en début de cycle), on trouve que :

- [Mun17, page 229] analyse que la production d'effluents produits est réduite avec un recouvrement $G1/G2^5$ plus petit. L'étude [Dro20, p. 108] s'était opposée à ce résultat, en trouvant que les solutions produisant le moins d'effluents étaient obtenues avec une insertion conjointe de G1 et de G2 prolongée, avec toutefois une vitesse d'insertion de ces deux groupes largement diminuée. Notre étude corrobore la volonté de limiter la perturbation axiale de puissance lors de l'insertion de G1 et de G2 en retardant l'insertion de G2 par rapport au mode de pilotage actuel.
- Concernant le recouvrement de G2/N1, les résultats des deux sources citées ci-dessus s'opposaient clairement : [Mun17] prévoyait une élévation du recouvrement de G2 avec N1 par rapport au mode standard, et [Dro20] l'inverse. Nos propres résultats vont plutôt dans le sens de travaux de [Dro20], bien que dans notre cas nous ne modifions pas la vitesse des groupes.
- Enfin, nous avons un désaccord net sur les valeurs prises par le paramètre b par rapport à l'état de l'art, dans la mesure où nos résultats ne prévoient pas d'augmenter significativement ce paramètre pour minimiser les effluents produits par le réacteur. À notre sens, ce résultat était attendu et montre qu'il est difficile de mener une étude comparative non seulement entre plusieurs simulateurs de pilotage aux physiques distinctes, mais aussi sur des transitoires suivis différents. Il suffit d'observer le comportement du GRT selon qu'on utilise ALGO ou ALPHA-op pour s'en convaincre, par exemple (figure 3.21). En considérant que les barres d'un réacteur nucléaire peuvent se mouvoir sur un nombre de pas fixé avant d'être remplacées (pour prévenir leur usure au fur et à mesure des campagnes de combustible), privilégier une bande de manœuvre plus restreinte - comme le montrent nos résultats - paraît l'option la plus juste pour le pilotage des réacteurs.

Minimisation du volume d'effluents du réacteur en milieu de cycle : nous analysons ici le graphe central de la figure 6.15. On trouve cette fois une distribution plus étalée du paramètre r_1 , qui va dans le sens d'une augmentation du recouvrement entre G1 et G2 par rapport au mode standard. Au vu de la variance de ce paramètre, il semble que ce paramètre influence peu le critère V_2 ; quel que soit le recouvrement que choisit un opérateur, il pourrait espérer minimiser les effluents produits sur un réacteur en milieu de cycle. Ce n'est pas le cas de r_2 , où nous trouvons une distribution très resserrée autour d'une médiane en faveur d'un très faible recouvrement de G2/N1, c'est-à-dire dans le sens d'une insertion très retardée de N1 dans le cœur. Enfin, b est très faible : le GRT ne peut donc pratiquement pas se mouvoir au cours du transitoire.

Ici seule la référence [Mun17, page 229] peut être comparée avec les résultats ci-dessus. Bien qu'elle prévoit une augmentation du recouvrement $G1/G2$, la distribution du paramètre est très étroite autour de sa valeur médiane. Enfin, nous avons un désaccord clair sur les comportements des variables relatives au recouvrement de G2/N1 et de largeur de bande de manœuvre, puisque les mêmes travaux dégagent des solutions minimisant le volume d'effluents pour des valeurs significativement plus grandes de b et du recouvrement G2/N1. Il faut ici insister sur deux points pour nuancer la pertinence de ces comparaisons : d'une part le profil de charge suivi par le réacteur en milieu de cycle dans le cadre du problème V1-V2-D2 est très différent de celui prévu dans l'état de l'art; d'autre part, [Dro20, p. 145] a montré que le choix du palier bas de puissance sur un transitoire de suivi de charge affectait grandement la robustesse des solutions Pareto optimales dégagées avec d'autres valeurs de paliers.

Minimisation de la distribution axiale de puissance du réacteur en milieu de cycle : nous analysons ici le graphe à droite de la figure 6.15. La minimisation de l'objectif D_2 prévoit une légère baisse de r_1 et r_2 , témoignant de la nécessité d'augmenter le recouvrement de G1/G2 et de G2/N1. De plus, contrairement aux solutions minimisant V_1 et V_2 , la réduction de D_2 passe par une augmentation significative de b . La distribution étalée sur une bonne part de l'intervalle d'évolution du

5. Lire : $G1$ par rapport à $G2$.

paramètre, à savoir [7, 118], semble indiquer que la variation de b autour de la médiane influence peu la valeur de D_2 .

Là encore, la référence [Mun17, page 228] s'oppose à ces résultats pour les paramètres r_2 et b : selon ces travaux, il n'est pas clair qu'une augmentation du recouvrement de G1/G2 et de la bande de manœuvre du GRT minimise la déstabilisation axiale du cœur. Concernant r_1 , nos résultats sont en accord avec l'état de l'art.

6.6 Analyse des solutions optimisant le mode de pilotage actuel

La figure 6.16 présente les distributions des solutions Pareto optimales du problème V1-V2-D2 qui sont meilleures que le mode de pilotage actuel. Chaque diagramme concerne un objectif, et est construit à partir des solutions qui conduisent aux valeurs de l'objectif inférieures au premier quartile de la distribution de cet objectif. Le diagramme de gauche correspond à l'objectif V_1 , celui au centre à V_2 , et celui à droite à D_2 .

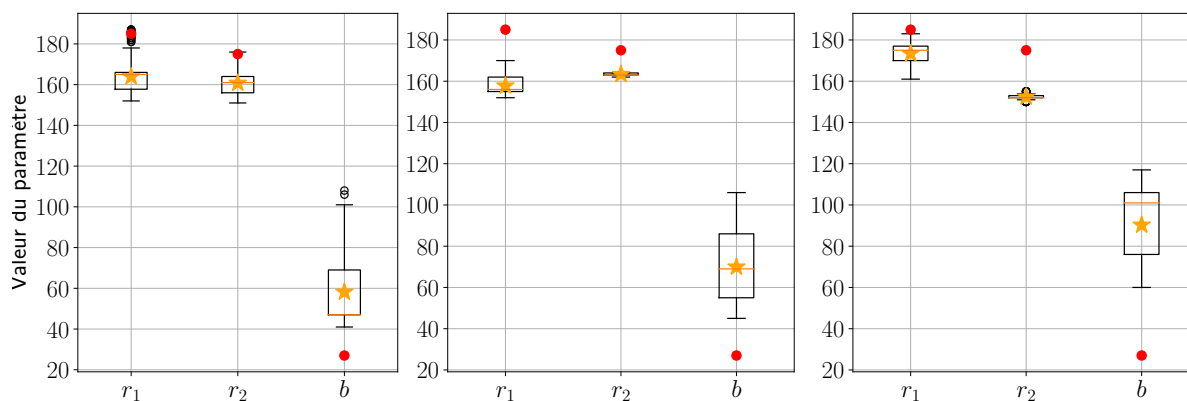


Figure 6.16 – Distribution des paramètres de pilotage des solutions meilleures que le paramétrage de pilotage standard $(r_1, r_2, b) = (185, 175, 27)$ et qui minimisent V_1 (gauche), V_2 (centre) ou D_2 (droite). Même code couleur qu'en figure 6.15.

Ces distributions sont très différentes de celle qui optimisent absolument un objectif précis. Elles présentent toutes la même tendance : on observe ainsi que les meilleures solutions prévoient une réduction des paramètres r_1 et r_2 par rapport au mode de pilotage actuel, ce qui signifie que les recouvrements de G1/G2 et G2/N1 sont plus importants. Physiquement, les groupes G2 et N1 devraient s'insérer plus tôt que dans le cadre du pilotage actuel. Ces résultats sont en accord avec [Dro20, page 108] et [Mun17, page 229], bien que pour cette dernière référence la minimisation des effluents en début de cycle était atteinte pour un recouvrement de G1/G2 plus petit et non plus grand.

En ce qui concerne la largeur de la bande de manœuvre, on retrouve un résultat en accord avec l'état de l'art pour les réductions des effluents des réacteurs en début et milieu de cycle (diagramme à gauche et au centre), avec b plus grand afin de laisser plus d'amplitude de mouvement au GRT. En revanche, signalons que la minimisation du déséquilibre axial de puissance (D_2 , diagramme à droite) va également dans le sens d'une augmentation de b : l'inverse était proposé dans [Mun17, page 228] et [Dro20, page 108]. Ce désaccord n'est pas surprenant, dans la mesure où le pilote ALGO paraît mieux adapté au contrôle du déséquilibre de puissance en pouvant bouger pas à pas, ce qui n'était pas le cas dans les simulateurs précédents. Une explication détaillée du comportement du simulateur fera l'objet d'une analyse dans la partie suivante.

Enfin, si les distributions des paramètres r_1 et r_2 sont relativement resserrées autour de la médiane pour tous les objectifs, on observe qu'elles sont significativement étalées pour b . Deux conclusions peuvent être tirées de ce constat : d'abord, b est une variable importante du problème V1-V2-D2 dans la mesure où nous trouvons des valeurs bien différentes de celle du mode de pilotage

actuel; cependant, il existe une gamme assez large de valeur autour de la médiane qui conduisent tout de même à un gain de performance vis-à-vis du pilotage actuel. Cette dernière remarque est appuyée par le diagramme de distribution de toutes les solutions Pareto optimales qui dominent le mode de pilotage actuel, sans distinction des objectifs (figure 6.17) : on trouve des modes meilleurs pour b variant dans l'intervalle $[32, 118]$, sachant que l'intervalle d'évolution complet est $[7, 118]$.

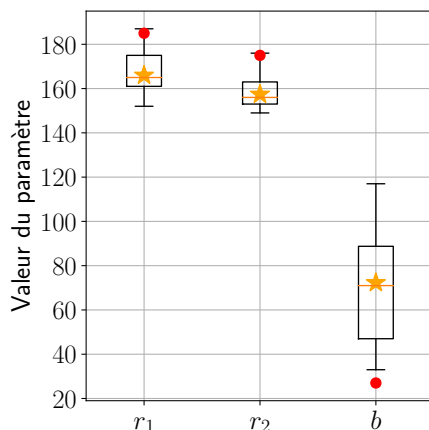


Figure 6.17 – Distribution des paramètres de pilotage des solutions meilleures que le pilotage standard $(r_1, r_2, b) = (185, 175, 27)$. Le code couleur est le même qu'en figure 6.15.

6.7 Analyse de solutions Pareto optimales

Pour finir, nous analysons les comportements du simulateur ALGO calibré sur les solutions du problème V1-V2-D2 qui minimisent chaque objectif ainsi que celle qui présente le meilleur compromis. Ce compromis est calculé par un processus itératif de tri de la base de données contenant toutes les solutions Pareto optimales dominant le mode de pilotage actuel : on retire de la base de données toutes les solutions dont le fitness est supérieur à une valeur de quantile que l'on fixe, la même pour les trois objectifs. On itère sur cette valeur de quantile tant que la base ne contient pas qu'un seul et unique point. Toutes les configurations étudiées sont récapitulées dans le tableau 6.4.

Table 6.4 – Paramètres de pilotage du mode actuel et des meilleures solutions du problème d'optimisation tri-objectifs pour le pilotage d'un couple de réacteurs.

Cas	r_1	r_2	b
A : actuel	185	175	27
F1 : minimisation V_1	186	174	41
F2 : minimisation V_2	156	164	96
F3 : minimisation D_2	175	152	106
C : meilleur compromis	163	154	47

D'abord, il convient de valider le bon respect de la consigne en puissance électrique nette fournie par les deux réacteurs du couple pour la distribution du transitoire du problème V1-V2-D2 (figure 6.18). De même, le programme en température est respecté de manière satisfaisante, malgré des oscillations plus marquées dans le cas du réacteur en début de cycle. Cette convergence lente est propre au simulateur ALGO : sur un palier de puissance, le GRT ne corrige la température que si un écart au programme supérieur à la bande morte (soit 0.8°C) est observé. Le reste du temps, c'est un ajustement de la concentration en bore qui permet de corriger l'écart à la référence. Avec les retards liés aux opérations de dilution et de borication, cela explique que la température ne converge pas nettement.

Comme nous l'avons évoqué, la minimisation du critère du déséquilibre axial de puissance (cas F3) pour le réacteur en milieu de cycle nécessite *a priori* d'augmenter la largeur de la bande de

manœuvre, ce qui est un argument en opposition avec l'état de l'art [Mun17, page 228] et [Dro20, p. 108]. Pourtant, le tracé de l'axial offset du réacteur en milieu de cycle (figure 6.21, bas) pour le cas F3 (rouge) où le paramètre b vaut 106 montre un fonctionnement à axial offset constant, témoignant d'un pilotage parfaitement maîtrisé de la part du pilote. Au vu du graphe 6.20 (bas), la valeur de b aurait pu être bien plus faible, le GRT étant déplacé d'une amplitude de 5 pas au maximum. Cependant, on voit que le GRT est systématiquement en butée d'extraction pour le réacteur en début de cycle, du fait d'une volonté de faire remonter l'axial offset du réacteur au moment du deuxième palier de puissance. On voit ici une limite du pilote ALGO : dans la réalité, un opérateur en centrale tenterait de ramener le GRT au milieu de la bande de manœuvre en utilisant le bore pour dans le sens d'une dilution ou d'un ralentissement de la borication, ce qui n'est pas prévu dans notre modèle. Une autre discussion intéressante découle de l'analyse de la figure 6.21 : c'est le paramétrage standard qui minimise la dérive d'axial offset en début de cycle, alors qu'elle est médiocre pour le milieu de cycle : nous supposons que ces paramètres ont été optimisés par l'exploitant pour effectuer des suivis de charge avec une déstabilisation en puissance axiale minimale en début de cycle, mais que ce mode est dégradé avec le burnup. Dans ce cadre, on comprend l'intérêt de notre démarche d'optimisation.

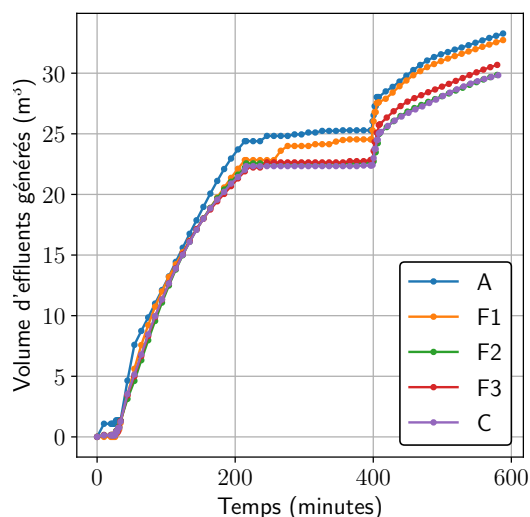


Figure 6.22 – Cumul d'effluents produits (en m^3) au cours du temps pour le réacteur en début de cycle.

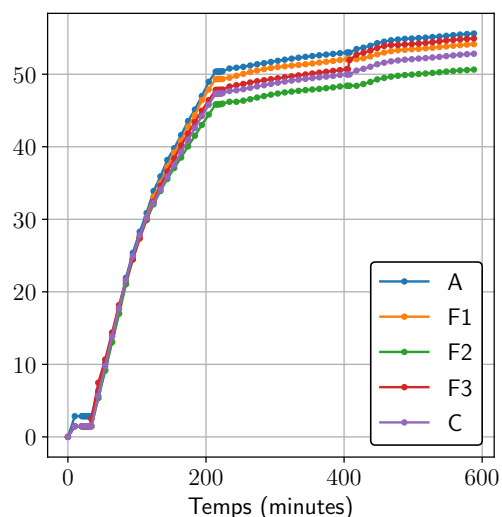


Figure 6.23 – Cumul d'effluents produits (en m^3) au cours du temps pour le réacteur en milieu de cycle.

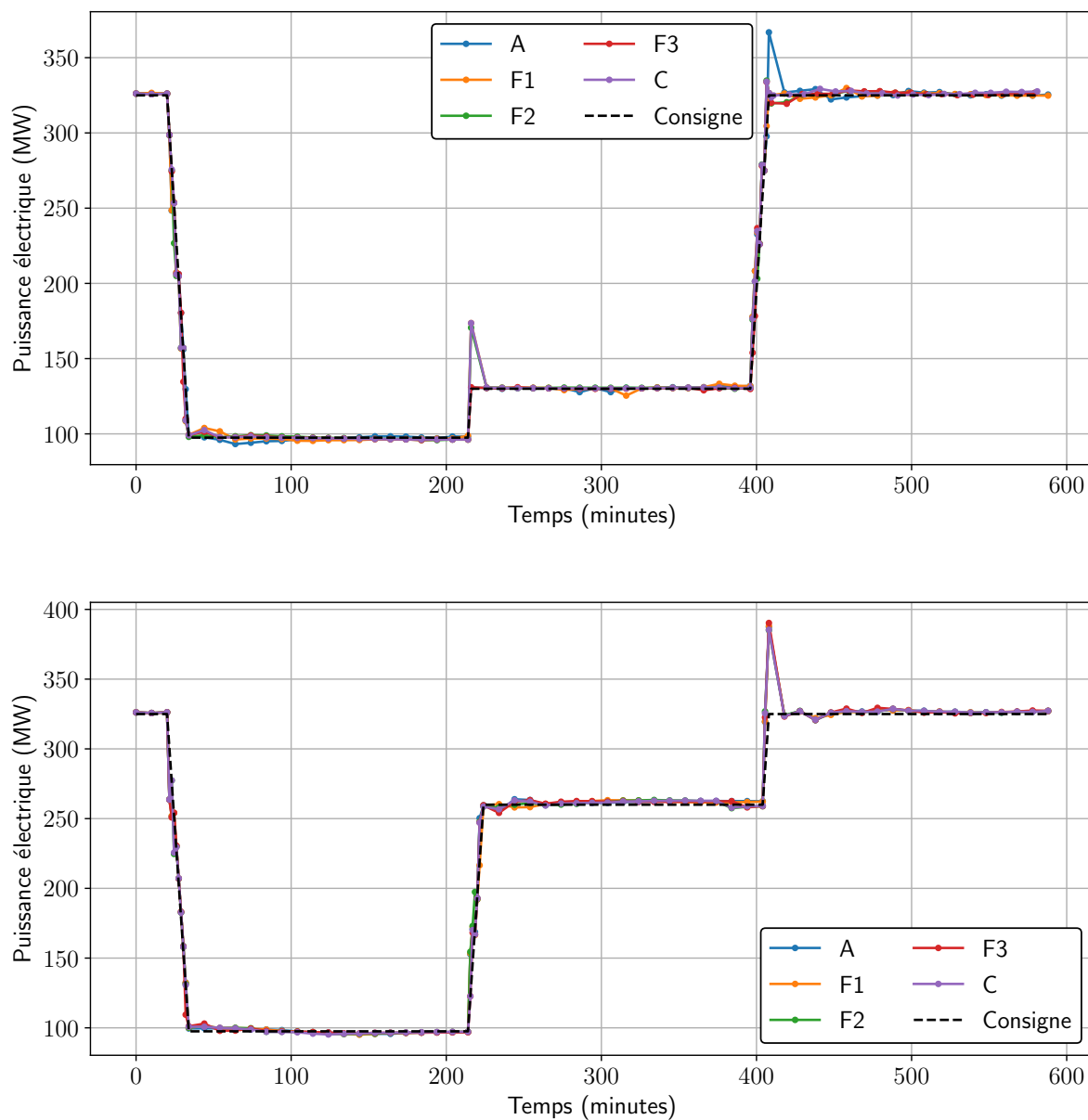


Figure 6.18 - Puissance électrique (en 1/4 de cœur, MW) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.

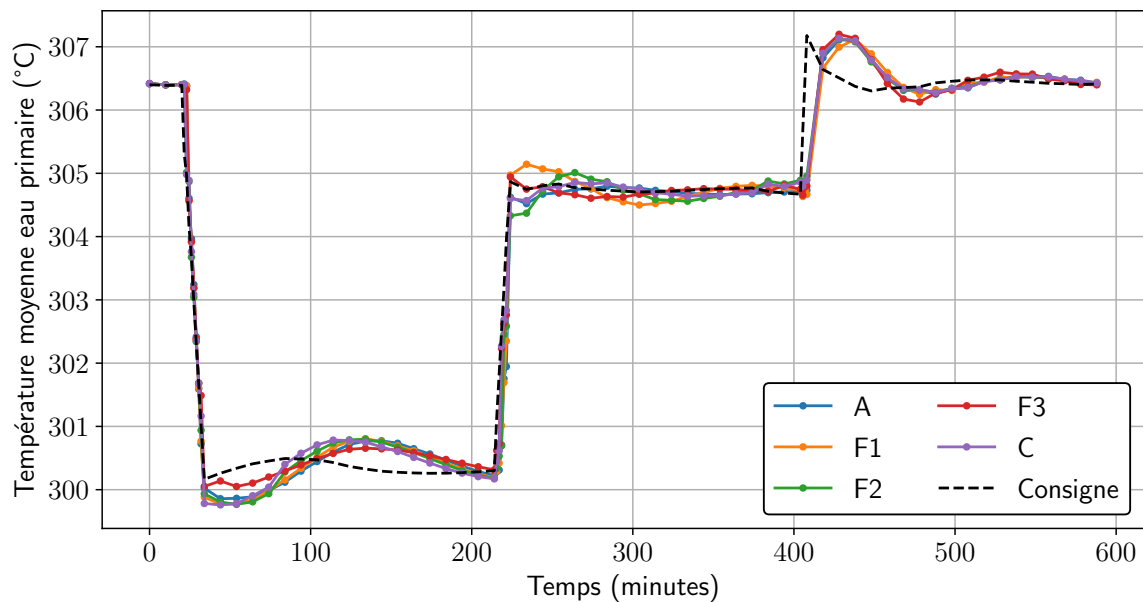
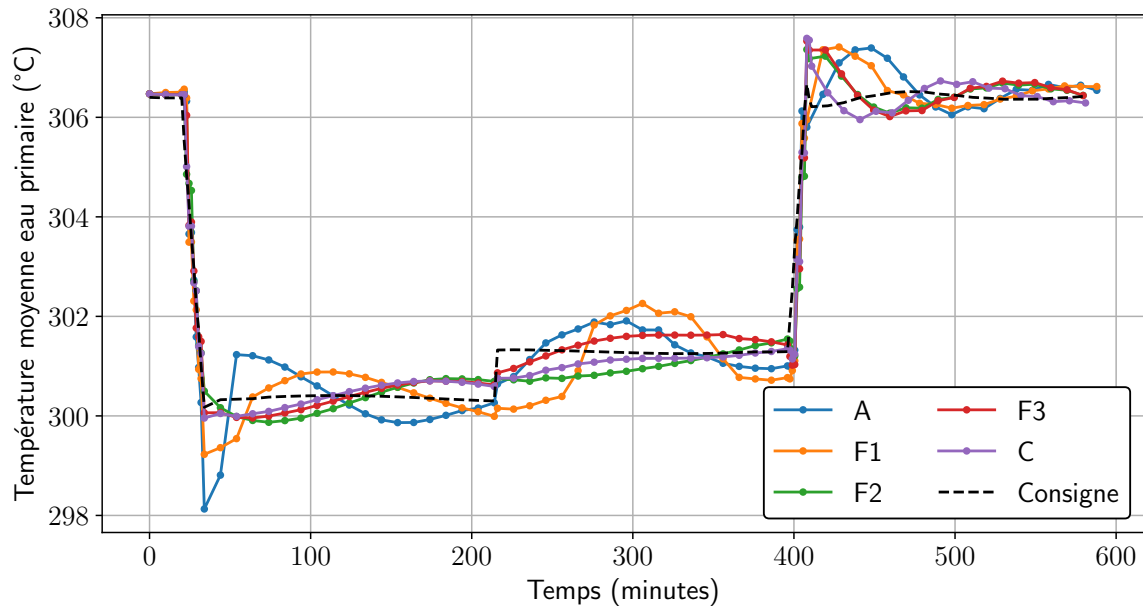


Figure 6.19 - Température moyenne de l'eau du circuit primaire (°C) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.

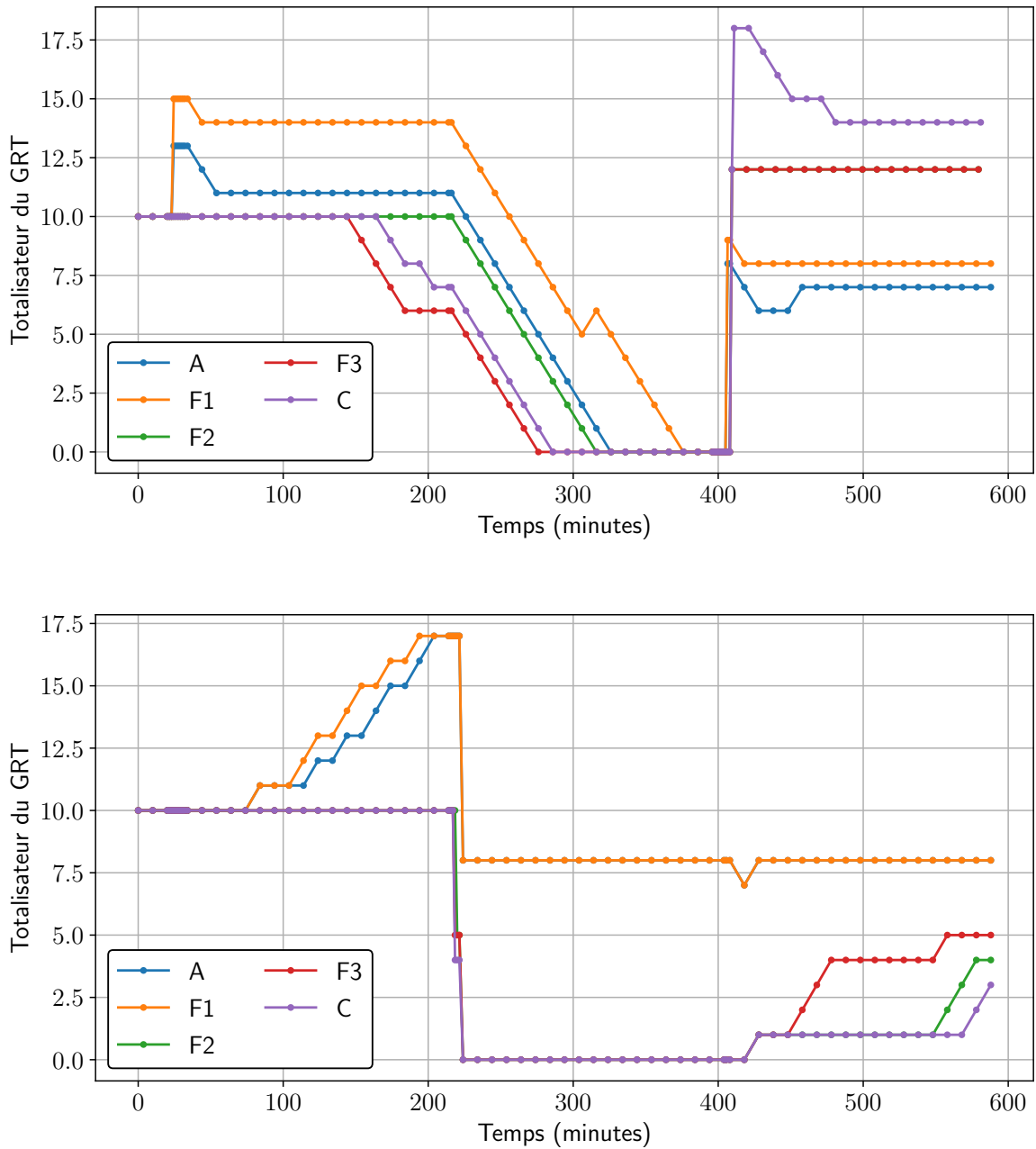


Figure 6.20 - Totalisateur du GRT (en pas insérés) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.

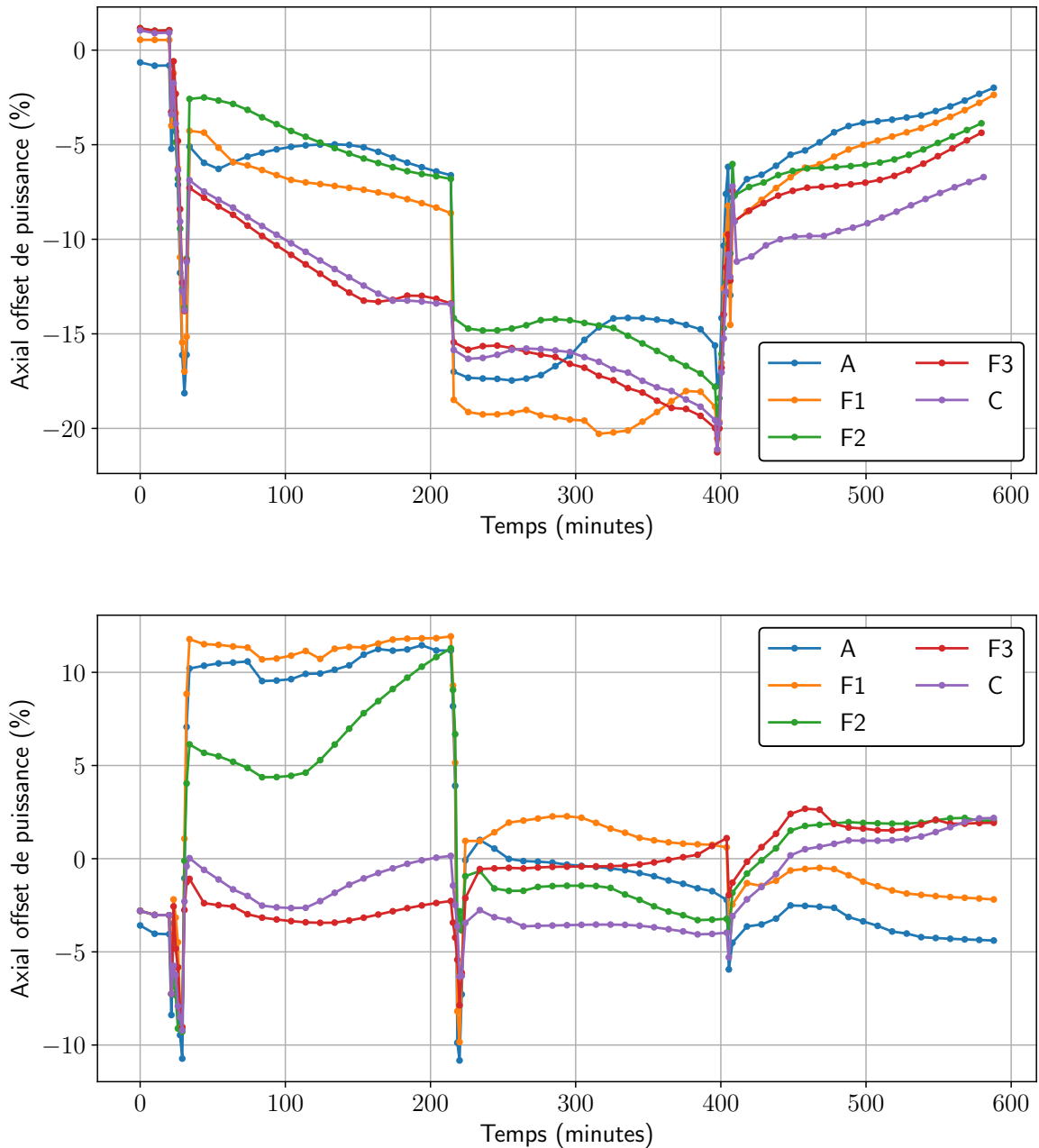


Figure 6.21 - Axial offset de puissance (en %) en fonction du temps, pour le réacteur en début de cycle (haut) et en milieu de cycle (bas). La légende des courbes est explicitée dans le tableau 6.4.

6.8 Conclusion

Ce chapitre s'attachait à présenter la résolution du problème d'optimisation tri-objectifs du pilotage d'un couple de réacteurs pour la réalisation d'un transitoire de suivi de charge à l'échelle d'un couple de réacteurs. L'originalité de l'étude présentée a conduit au développement et à l'exploitation d'une version à poids adaptatifs du formalisme MOEA/D.

Appliquer une méthode évolutionnaire adaptative sur un problème d'ingénierie concret est une percée importante dans le champ de l'optimisation du pilotage des réacteurs à eau pressurisée, dans la mesure où nous montrons qu'il est possible de formuler et de résoudre un problème de pilotage d'un couple de réacteurs alors que de telles études étaient auparavant menées dans la littérature de manière bi-objective uniquement et concernait le mode de pilotage d'un seul réacteur ([Mun17] et [Dro20]). Si nous confirmons que des gains sur la génération d'effluents et le déséquilibre de puissance sont possibles en ajustant les valeurs de recouvrements des groupes du GCP et la largeur de la bande de manœuvre du GRT, nous trouvons que les marges d'optimisation intrinsèque au paramétrage du mode G sont moins prononcés que ce qui avait été présenté dans les travaux menés jusqu'alors : à notre sens, cette observation confirme que l'optimisation du pilotage porte autant sur la manière de piloter que sur un ajustement des paramètres du mode G. À part le besoin d'augmenter de manière claire la largeur de la bande de manœuvre du GRT, les recouvrements sont proches des valeurs du pilotage actuel, montrant ainsi que les réacteurs du parc actuel bénéficient toujours d'un système de pilotage performant, au moins pour une distribution de transitoire d'un couple de réacteurs tel que celui étudié ici.

Une des perspectives de ce travail pourrait être d'élargir le plan d'expérience aux réacteurs en quart de cycle et aux trois quarts de cycle même si, comme nous le verrons dans le chapitre suivant, il est peu probable qu'un couple dont l'un des réacteurs a un épuisement du combustible avancé puisse présenter des marges d'optimisation en forçant la participation de ce réacteur dans la réussite du suivi de la charge demandé.

Chapitre 7

Optimisation de l'engagement d'un couple de réacteurs dans un suivi de charge distribué et de leur mode de pilotage à l'aide d'un algorithme évolutionnaire à taux de mutation adaptatif

Dans ce chapitre, nous présentons un travail portant sur l'optimisation de la conduite d'un couple de réacteurs nucléaires à eau pressurisée de même palier technologique pour satisfaire un transitoire de suivi de charge de type *flotte*. Nous explorons à la fois la manière d'ajuster les modes de pilotage, mais également la meilleure voie de distribution du transitoire général sur chacun des réacteurs. Face à la problématique d'une fonction objectif très coûteuse en temps de calcul informatique, nous avons développé une approche innovante d'adaptation de l'opérateur de mutation dans un algorithme MOEA/D asynchrone. Les trois premières parties s'attachent à présenter le formalisme de décomposition de la fonction objectif du problème d'optimisation dans la base des fonctions de Walsh, utile pour la méta-modélisation de la fonction objectif du problème. Les parties suivantes présentent l'application expérimentale de ce formalisme sur le problème d'optimisation de l'engagement des réacteurs nucléaires en mode suivi de charge.

Publication : Baptiste Gasse, Sébastien Verel et Jean-Michel Do, « MOEA/D with Adaptive Mutation Operator Based on Walsh Decomposition : Application to Nuclear Reactor Control Optimization », *15th International Conference on Evolutionary Computation Theory and Applications (ECTA 2023)*, Rome (2023).

7.1	Notions de décomposition spectrale	152
7.1.1	Séries de Fourier	152
7.1.2	Séries de fonctions discrètes	152
7.1.3	Décomposition spectrale dans la base des fonctions de Walsh	154
7.2	Décomposition de Walsh d'une fonction pseudo-booléenne définie sur un ensemble <i>one-hot</i> encodé	158
7.2.1	Encodage pseudo-booléen	159
7.2.2	Expression de la décomposition de Walsh après l'encodage	160
7.2.3	Unicité et orthogonalité des fonctions de Walsh définies sur l'ensemble encodé	161
7.3	MOEA/D-AMOW : algorithme MOEA/D avec un opérateur de mutation adaptatif	162
7.3.1	Sensibilité de la fonction objectif aux variations des variables du problème multi-objectifs	163
7.3.2	Borne de la variation d'objectif et algorithme MOEA/D-AMOW	165
7.3.3	La méthode MOEA/D-AMOW	167
7.3.4	Le problème NUCOP	172
7.3.5	Résultats expérimentaux	177
7.4	Conclusions	181

Notations : nous explicitons ici quelques notations adoptées dans les équations de ce chapitre.

- nous utiliserons les notations suivantes pour désigner un intervalle d'entiers ou de réels :
 - $[a, b]_{\mathbb{R}}$ est l'intervalle réel borné par a et b tels que $a < b$;
 - $[a, b] = \{a, a + 1, \dots, b - 1, b\}$ est l'intervalle d'entiers borné par a et b eux-mêmes deux entiers (avec $a < b$).
- On note $\#\mathcal{E}$ le cardinal de l'ensemble \mathcal{E} , c'est-à-dire le nombre d'éléments contenus dans \mathcal{E} .
- Nous utiliserons la fonction *partie entière* notée $\lfloor \cdot \rfloor$ et telle que :

$$\lfloor \cdot \rfloor : \mathbb{R}^+ \rightarrow \mathbb{N}$$

$$x \mapsto \max \{ \delta \in \mathbb{N} \mid \delta \leq x \}.$$

- Nous utiliserons deux connecteurs logiques associés à la conjonction et la disjonction de deux propositions, notés respectivement \wedge et \vee . Le lecteur aura reconnu le « et » et le « ou » mathématiques.

7.1 Notions de décomposition spectrale

La construction d'un méta-modèle de la fonction objectif du problème d'optimisation étudié dans ce chapitre est similaire à une décomposition en séries de Fourier, mais adapté à l'utilisation de fonction pseudo-booléenne grâce à la base des fonctions de Walsh (les motivations de ce choix feront l'objet de la partie 7.1.3.3). Avant d'aborder notre contribution au développement d'un méta-modèle basé sur l'emploi des fonctions de Walsh, on se propose d'introduire certaines notions de décomposition de fonctions.

7.1.1 Séries de Fourier

Le mathématicien français Joseph Fourier (1768-1830) fut le premier à proposer l'utilisation de méthodes d'analyse mathématiques appliquées à des problèmes de physique au cours de ses travaux sur la résolution de l'équation de la chaleur [Fou22]. Applicables à de nombreux concepts physiques impliquant des phénomènes périodiques (citons par exemple les superposition de signaux sonores ou plus généralement la science du traitement du signal), la théorie de décomposition spectrale¹ en séries de Fourier stipule que toute fonction réelle T -périodique et intégrable sur $[0, T]_{\mathbb{R}}$ s'exprime comme une série de fonctions trigonométriques d'amplitudes distinctes et de fréquences croissantes. Chaque terme de la série correspond à une harmonique de la représentation spectrale de la fonction décomposée, l'ensemble des harmoniques composant alors le *spectre* de cette décomposition. Si f est une fonction T -périodique à valeurs complexes de classe C^1 alors la décomposition de f s'écrit :

$$\forall t \in \mathbb{R}, f(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \left[a_n(f) \cos\left(\frac{2\pi}{T}nt\right) + b_n(f) \sin\left(\frac{2\pi}{T}nt\right) \right] \quad (7.1)$$

où $a_n(f)$ et $b_n(f)$ sont les n -èmes coefficients trigonométriques de Fourier définis par

$$a_n(f) = \frac{2}{T} \int_0^T f(u) \cos\left(\frac{2\pi}{T}nu\right) du \quad \text{et} \quad b_n(f) = \frac{2}{T} \int_0^T f(u) \sin\left(\frac{2\pi}{T}nu\right) du. \quad (7.2)$$

Le coefficient de Fourier exponentiel $c_n = \frac{1}{2}(a_n - ib_n)$ a une interprétation physique plus claire, dans la mesure où son module représente le *poïds* de la n -ème harmonique dans le spectre de f .

7.1.2 Séries de fonctions discrètes

Les fonctions trigonométriques utilisées dans le principe de décomposition spectrale de Fourier sont continues sur l'intervalle $[-1, 1]_{\mathbb{R}}$, mais cette décomposition est également possible en utilisant

1. C'est le mathématicien allemand David Hilbert qui baptisa de *théorie spectrale* une généralisation des travaux d'analyse de Fourier des années plus tard.

des ensembles discrets tel que $\{-1, 1\}$. Le système de Rademacher [Rad22] et le système de Walsh [Wal23] sont par exemple employés dans certains problèmes d'analyse comme la compression de données ou le débruitage de signal.

7.1.2.1 Système de Rademacher

Le système de Rademacher est un système incomplet et orthogonal de l'espace $L^p([0, 1]_{\mathbb{R}})$, où $p \in \mathbb{N}^*$. D'une manière générale, les fonctions de Rademacher sont définies de la manière suivante :

$$\forall x \in [0, 1]_{\mathbb{R}}, \begin{cases} r_0(x) = 1 \\ \forall n \in \mathbb{N}^*, r_n(x) = \text{sgn}(\sin(2^n \pi x)) \text{ avec } \text{sgn}(x) = 1 \text{ si } x \geq 0 \text{ et } -1 \text{ sinon.} \end{cases}$$

7.1.2.2 Fonctions de Walsh

En 1923, le physicien Joseph Walsh propose un nouvel ensemble dénombrable et ordonné de fonctions formant une base normée et orthogonale de l'espace hilbertien $L^p([0, 1]_{\mathbb{R}})$, avec $p \in \mathbb{N}^*$ [Wal23]. Elles peuvent être construites à l'aide de nombreuses méthodes dont les plus courantes sont listées dans [Bea75, chap. II, part 3]. Deux d'entre elles sont particulièrement intéressantes :

- **méthode de construction depuis les fonctions de Rademacher** : elle permet de comprendre géométriquement la proximité des fonctions de Walsh avec les fonctions trigonométriques de Fourier. Cette méthode fut initiée par Paley [Pal32] dans les années 30 et est toujours reprise dans la littérature actuelle [QA08, YNC11]. Elle permet de définir les fonctions de Walsh $(W_k)_{k \in \mathbb{N}}$ comme un produit de fonctions de Rademacher de sorte que :

$$W_k : [0, 1]_{\mathbb{R}} \rightarrow \{-1, 1\} \tag{7.3}$$

$$x \mapsto W_k(x) = \prod_{j=0}^{n-1} r_j(x)^{k_{j+1}}$$

où les k_{j+1} constituent les n chiffres successifs de l'écriture binaire de k , c'est-à-dire :

$$k = \sum_{j=0}^{n-1} k_{j+1} 2^j. \tag{7.4}$$

Définition 1.1: indice et ordre des fonctions de Walsh

Soit W_k une fonction de Walsh définie par (7.3) avec k un entier naturel. Soit $(k_1 k_2 \dots k_n)$ la représentation binaire de k conformément à l'expression (7.4).

- L'entier k est l'**indice** de la fonction de Walsh W_k .
- Le nombre de 1 parmi $(k_1 k_2 \dots k_n)$ est l'**ordre** de la fonction de Walsh W_k . On le note simplement $o(W_k)$.

Cette méthode de construction met en évidence les similitudes géométriques entre les fonctions de Walsh et les fonctions trigonométriques de la base de Fourier de par le nombre de changement(s) de signe pour des fonctions du même ordre (cf. figure 7.1)

- **méthode de construction par synthèse booléenne** [Ver+18, FM93, Gol89a] : les fonctions de Walsh constituent une base orthonormée des fonctions pseudo-booléennes de dimension n intégrables au sens de Lebesgue, c'est-à-dire les fonctions f telles que $f : \{0, 1\}^n \mapsto \mathbb{R}$. Dans le cadre de la décomposition discrète de telles fonctions, on privilégie une nouvelle définition équivalente des fonctions de Walsh (encadré 1.2).

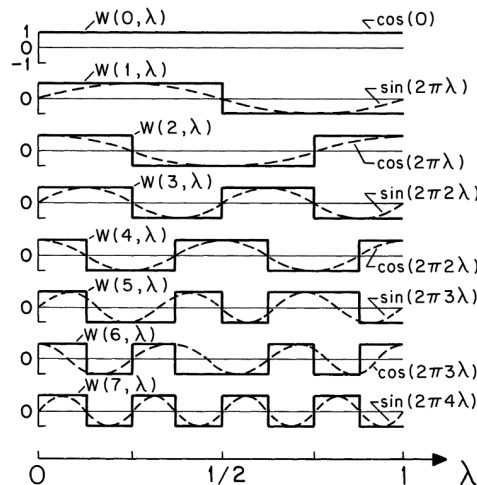


Figure 7.1 – Les fonctions de Walsh classées par ordre croissant de haut en bas (jusqu'à $k = 7$). Des fonctions du même ordre dans l'une ou l'autre des deux bases changent de signe le même nombre de fois. Figure issue de [Sto91].

Définition 1.2: fonction de Walsh d'indice k

Soit $n \geq 2$ dans \mathbb{N} . La fonction de Walsh d'indice k est définie pour n'importe quelle chaîne binaire $x = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ telle que :

$$W_k : \{0, 1\}^n \rightarrow \{-1, 1\} \quad (7.5)$$

$$x \mapsto W_k(x) = (-1)^{\sum_{j=1}^n k_j x_j}$$

où k est un entier naturel de représentation binaire $(k_j)_{j \in [1, n]}$ selon la relation (7.4).

Remarque : l'indice des fonctions est d'une importance toute particulière lorsque la décomposition spectrale d'une fonction quelconque sur la base des fonctions de Walsh (équation 7.6) est tronquée afin d'obtenir une approximation de la série. En effet, la troncature d'une série de Walsh au même ordre en considérant deux choix d'indexage distincts (tri naturel ou tri séquentiel par exemple [Bea75, chap. II, part. 2]) entraîne une grande différence dans l'approximation d'une fonction. Des confusions peuvent apparaître dans la littérature du fait de cette particularité; par exemple, la figure 7.1 montre les fonctions de Walsh classées dans l'ordre séquentiel.

7.1.3 Décomposition spectrale dans la base des fonctions de Walsh

7.1.3.1 Décomposition de Walsh des fonctions continues

En tant que base de l'espace hilbertien $L^p([0, 1]_{\mathbb{R}})$ pour $p \in \mathbb{N}^*$, de manière analogue à la décomposition en série de Fourier, la décomposition en série de Walsh est telle que [Wal23, AR75, Bea75] :

$$\forall p \in \mathbb{N}^*, \forall f \in L^p([0, 1]_{\mathbb{R}}), \forall x \in \mathbb{R}, \exists! (\omega_0, \omega_1, \dots, \omega_\infty), f(x) = \sum_{k=0}^{\infty} \omega_k W_k(x), \quad (7.6)$$

où les coefficients de Walsh ω_k sont calculés par projection de f sur W_k :

$$\forall k \in \mathbb{N}, \omega_k = \langle f, W_k \rangle = \int_0^1 f(u) W_k(u) du. \quad (7.7)$$

Lorsque vient le codage d'une telle expansion au sein d'un calcul numérique, il faut fixer un nombre limite de termes dans la série de Walsh représentative de f . On fixe ainsi un nombre N de termes en discrétisant l'intervalle $[0, 1]_{\mathbb{R}}$ de manière uniforme en N parties. Plus N est élevé, plus la fonction continue par morceaux approche de manière exacte le signal continu $f(x)$. Autrement dit :

$$\forall x \in [0, 1]_{\mathbb{R}}, f(x) = \lim_{N \rightarrow \infty} \sum_{k=0}^{N-1} \omega_k W_k(x) \quad (7.8)$$

où ω_k est une discrétisation de l'expression (7.7) sur $[0, 1]_{\mathbb{R}}$ (intégrale de Riemann, figure 7.2).

Exemple : illustrons concrètement l'utilisation des séries de Walsh pour l'approximation d'une fonction de référence. Nous nous inspirons d'une étude du relief montagneux nord américain [Bro76] et cherchons à approcher une carte topographique de la Corse. Pour cela, bien que nous nous intéressions aux fonctions de Walsh unidimensionnelles dans la suite de ce chapitre, nous utiliserons ici les fonctions de Walsh de dimension 2; en effet, la fonction à approcher renvoie l'altitude d'un point géographique défini par des coordonnées de latitude et de longitude. Comme dans [Bro76], la décomposition spectrale est faite dans la base des fonctions d'échantillonnages binaires obtenues par recombinaison des fonctions de Walsh bi-dimensionnelles : les premières d'entre elles sont dessinées en figure 7.3. La figure 7.4 montrent les cartes obtenues depuis la troncature de la décomposition spectrale de f à des indices croissants. On observe logiquement que l'approximation est d'autant plus fidèle à la carte de référence que nous repoussons la troncature à un indice élevé.

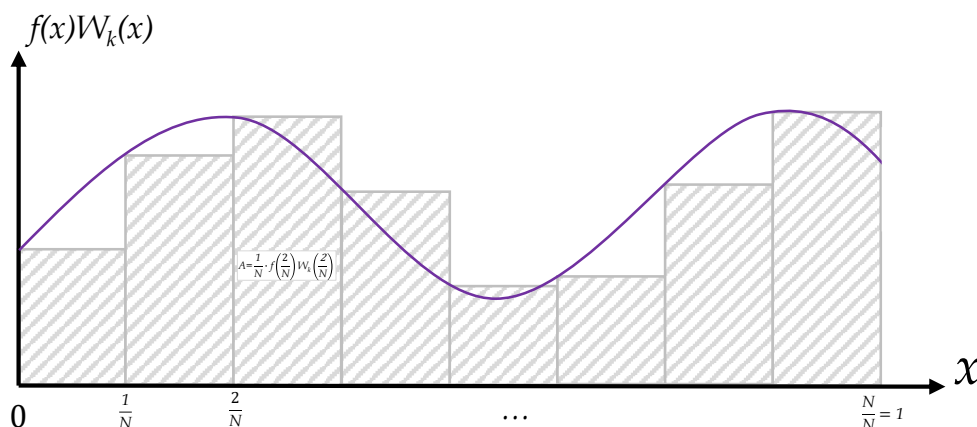


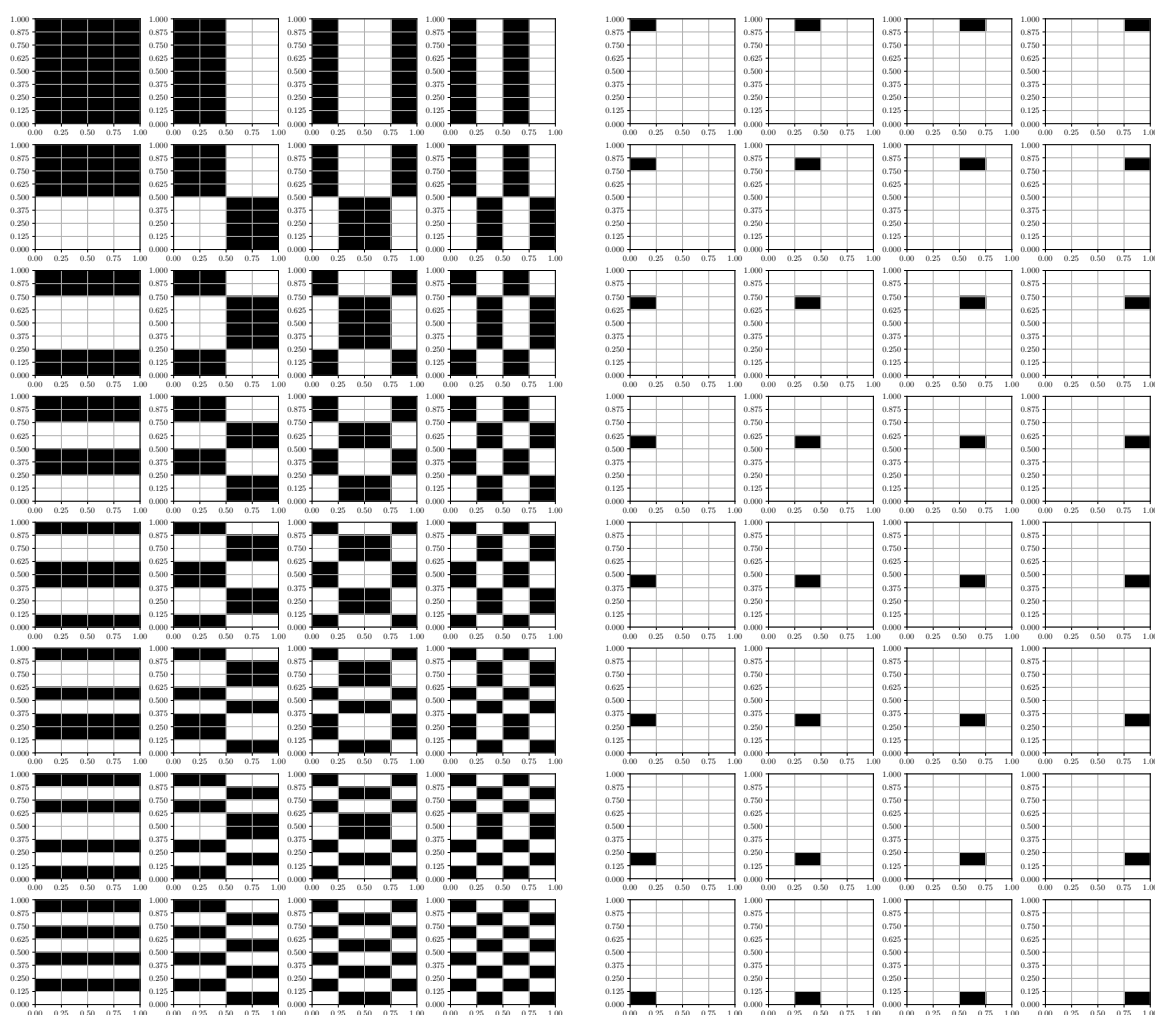
Figure 7.2 – Schéma de la méthode de l'intégrale de Riemann pour la discrétisation en N parties de l'intégrale du signal $f(x)W_k(x)$ défini sur $[0, 1]_{\mathbb{R}}$ (courbe violette).

7.1.3.2 Décomposition de Walsh des fonctions pseudo-booléennes

L'emploi des séries de Walsh pour la décomposition de fonctions pseudo-booléennes a été initié par Albert Donally Bethke [Bet80] dans le cadre de travaux sur des méthodes de régression de la fonction objectif pour des algorithmes évolutionnaires. On y trouve notamment la formulation et la démonstration du théorème 1.1.

Théorème 1.1: décomposition de Walsh des fonctions pseudo-booléennes [Bet80]

Soit $n \geq 2$ dans \mathbb{N} . L'ensemble des fonctions de Walsh $(W_k)_{k \in [0, 2^n - 1]}$ définies par la formule (7.5) constitue une base orthonormale de l'espace des fonctions pseudo-booléennes de dimension n à valeurs dans \mathbb{R} . Soit $f : \{0, 1\}^n \mapsto \mathbb{R}$ l'une de ces fonctions. Par les propriétés d'une base de



(a) Les cases noires et blanches valent 1 et -1 respectivement.

(b) Même code couleur que ci-contre.

Figure 7.3 – Premières fonctions de Walsh 2d (a) et fonctions d'échantillonnages binaires (FEB) correspondantes obtenues depuis leur recombinaison linéaire (b).

fonctions on obtient que :

$$\forall x \in \{0, 1\}^n, \exists! (\omega_0, \omega_1, \dots, \omega_{2^n-1}), f(x) = \sum_{k=0}^{2^n-1} \omega_k W_k(x). \quad (7.9)$$

où $W_k(x)$ est la fonction de Walsh d'indice k telle que nous l'avons décrit dans la définition 1.2. Les coefficients de Walsh ω_k sont donc tels que :

$$\forall x \in \{0, 1\}^n, \forall k \in [0, 2^n - 1], \omega_k = \frac{1}{2^n} \sum_{x \in \{0, 1\}^n} f(x) W_k(x). \quad (7.10)$$

Comme pour les régressions linéaires classiques, la décomposition de $f(x)$ contient des termes linéaires, quadratiques, et d'ordres supérieurs : ils permettent de tenir compte d'effets d'interaction entre variables. Nous pouvons ainsi trier les termes de la série (7.9) par ordre croissant :

$$\forall x \in \{0, 1\}^n, f(x) = \sum_{\substack{0 \leq k \leq 2^n - 1 \\ o(W_k) = 0}} \omega_k W_k(x) + \sum_{\substack{0 \leq k \leq 2^n - 1 \\ o(W_k) = 1}} \omega_k W_k(x) + \dots + \sum_{\substack{0 \leq k \leq 2^n - 1 \\ o(W_k) = n}} \omega_k W_k(x). \quad (7.11)$$

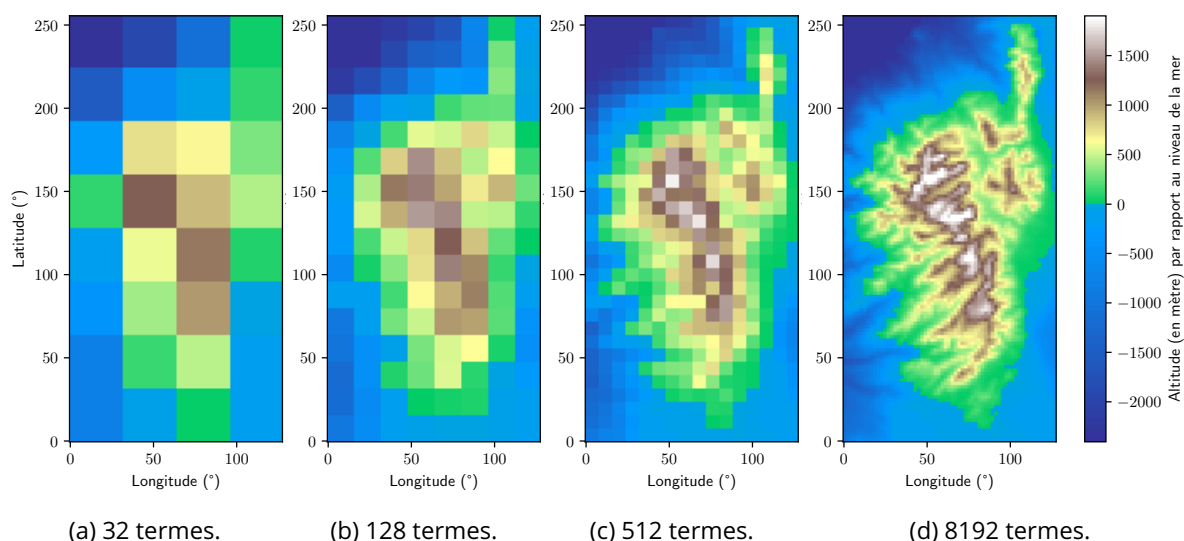


Figure 7.4 – Topographie de la Corse. De gauche à droite, troncatures de la décomposition spectrale de la fonction renvoyant l'altitude en fonction des coordonnées géographiques dans la base des fonctions FEB (voir figure 7.3) à des indices croissants. La décomposition (a) contient exactement les vecteurs montrés en figure 7.3(b).

À l'ordre linéaire, on tronque la série pour ne retenir que les termes d'ordre inférieur à 1 :

$$\forall x \in \{0, 1\}^n, f_{o(W_k)=1}(x) = \omega_0 + \sum_{\substack{0 \leq k \leq 2^n - 1 \\ o(W_k)=1}} \omega_k (-1)^{\sum_{j=1}^n k_j x_j} = \omega_0 + \sum_{u=0}^n \omega_u (-1)^{x_u} \quad (7.12)$$

La dernière égalité résultant du fait qu'à l'ordre linéaire, il existe exactement n emplacements possibles pour le digit valant 1 dans la chaîne des k_j . De même, une troncature à l'ordre quadratique aboutit à :

$$\forall x \in \{0, 1\}^n, f_{o(W_k)=2}(x) = \omega_0 + \sum_{u=0}^n \omega_u (-1)^{x_u} + \sum_{0 \leq u < v \leq n} \omega_{uv} (-1)^{x_u + x_v}. \quad (7.13)$$

Exemple : soit f une fonction pseudo-booléenne de dimension 3 : $f : \{0, 1\}^3 \rightarrow \mathbb{R}$. Soit $x = (x_1, x_2, x_3) \in \{0, 1\}^3$. La décomposition de Walsh tronquée à l'ordre quadratique est :

$$f_{o(W_k)=2}(x) = \omega_0 + \omega_1 (-1)^{x_1} + \omega_2 (-1)^{x_2} + \omega_3 (-1)^{x_3} + \omega_{12} (-1)^{x_1 + x_2} + \omega_{13} (-1)^{x_1 + x_3} + \omega_{23} (-1)^{x_2 + x_3}.$$

- La valeur moyenne de $f(x)$ est ω_0 .
- Les termes linéaires sont $\omega_1 (-1)^{x_1}$, $\omega_2 (-1)^{x_2}$ et $\omega_3 (-1)^{x_3}$.
- Les termes quadratiques, aussi appelés termes croisés, sont $\omega_{12} (-1)^{x_1 + x_2}$, $\omega_{13} (-1)^{x_1 + x_3}$ et $\omega_{23} (-1)^{x_2 + x_3}$.

7.1.3.3 Motivations liées à l'emploi de la base des fonctions de Walsh

Il n'y a pas unicité de la base de fonctions sur laquelle les fonctions pseudo-booléennes sont décomposables. Si l'emploi des fonctions de Walsh a permis d'étudier de nouvelles méthodes *surrogate* pour l'optimisation de problèmes combinatoires complexes [Ver+18, Der+23, Lep+19], la littérature est riche d'une multitude d'approches d'optimisation à partir de décompositions spectrales distinctes, comme par exemple :

- les algorithmes d'optimisation BOCS (Bayesian Optimization of Combinatorial Structures) ou COMEX (Combinatorial Optimization with Monomial Experts) [BP18, Dad+20] qui décomposent la fonction objectif du problème sur la base des polynômes multilinéaires. Une telle décomposition est familièrement connue sous le nom de transformée de Hadamard [Bea75].

- l'algorithme d'optimisation COMBO [Oh+19] (COMbinatorial Bayesian Optimization) qui use de la théorie des graphes pour construire une collection de sous-graphes combinatoires traduisant les interactions entre variables. La transformée de Fourier sur graphe [GON18], construite à partir d'un apprentissage par processus gaussien, aboutit à une décomposition sur la base des vecteurs propres de la matrice laplacienne du graphe général du problème (obtenu depuis le produit cartésien de chaque sous-graphe). Les valeurs propres de cette décomposition sont analogues aux harmoniques du spectre de Fourier dans le formalisme décrit au paragraphe 7.1.1.

À notre connaissance, il n'existe aucun consensus formel sur le choix d'une méthode particulière pour assister un algorithme d'optimisation et résoudre un problème combinatoire complexe. Certains travaux ont permis d'isoler les gains de performance en terme de rapidité de convergence vers l'optimalité, mais la communauté de la recherche en optimisation est confrontée au manque de généralisation de ces mêmes méthodes sur l'infinie diversité des problèmes combinatoires ou appliqués existants. La dépendance d'une technique d'optimisation à un plan d'expérience spécifique est un écueil récurrent dans le domaine de la recherche de nouvelles approches *surrogate* pour la résolution de problèmes complexes. Toutefois, les techniques *surrogate* basées sur l'emploi des fonctions de Walsh se démarquent des autres stratégies citées ci-dessus sur plusieurs points. D'une part la définition même des fonctions de Walsh réduit la complexité du calcul de la décomposition (7.9) grâce à la grande simplicité des opérations invoquées (combinaisons arithmétiques de fonctions discrètes plutôt que des combinaisons de fonctions trigonométriques ou l'utilisation de graphes). Cet avantage était d'ailleurs déjà souligné à partir de la moitié du XX^{ème}, à l'aube de l'essor de l'informatique, lorsque les puissances de calcul des ordinateurs étaient encore limitées et que les méthodes à faible complexité algorithmique étaient bienvenues [DHM84]. D'autre part, l'ordre des fonctions de Walsh (*cf.* encadré 1.1) est lié à la notion de difficulté en optimisation : plus une fonction objectif est complexe, plus l'ordre maximal de la décomposition en série de Walsh de la fonction est élevé [Sta02]. Ce point a été mis en évidence par des travaux antérieurs [Ver+18, Der+23, Lep+19] grâce auxquels des approches *surrogate* prometteuses ont été développées. Motivés par des restrictions en termes de ressources de calcul informatique et par les gains en performance notables qu'offrent les techniques *surrogate* basées sur l'emploi des fonctions de Walsh, les travaux de ce chapitre s'inscrivent dans cette lignée pour apporter des éléments de comparaison à cette question plus large et ouverte.

7.2 Décomposition de Walsh d'une fonction pseudo-booléenne définie sur un ensemble *one-hot* encodé

Cette partie a pour objectif de décrire avec rigueur la décomposition d'une fonction (en l'occurrence l'un des objectifs du problème NUCOP) dans la base des fonctions de Walsh utiles à la décomposition de fonctions pseudo-booléennes. Pour cela, nous expliciterons au préalable la stratégie d'encodage des variables de l'espace de recherche du NUCOP dans un formalisme pseudo-booléen.

Soit f une fonction pseudo-booléenne, définie sur l'espace de recherche \mathcal{X} de dimension $D \geq 2$ à valeurs réelles. Dans la suite, nous appellerons indistinctement i -ème *sous-variable* ou i -ème *composante* la i -ème coordonnée x_i d'un élément x quelconque de \mathcal{X} , avec $i \in [1, D]$. On note $\mathcal{E}_i = [\delta_{min,i}, \delta_{max,i}]$ l'intervalle d'entiers dans lequel évolue x_i . On écrit donc :

$$\text{Espace de recherche : } \mathcal{X} = \prod_{i \in [1, D]} \mathcal{E}_i \quad (7.14)$$

$$\text{Un élément de cet espace : } x = (x_1, x_2, \dots, x_D) \quad (7.15)$$

où le symbole \times représente le produit cartésien d'ensembles. L'utilisation du formalisme de décomposition de Walsh pour les fonctions pseudo-booléennes nécessite de convertir chaque élément de \mathcal{X} en une séquence binaire de 0 et de 1.

7.2.1 Encodage pseudo-booléen

7.2.1.1 Définition

La conversion de l'espace de recherche \mathcal{X} vers un espace pseudo-booléen est réalisée à l'aide d'un encodage b grâce auquel tout élément $x \in \mathcal{X}$ est converti en une séquence de booléens :

$$b: \mathcal{X} \rightarrow \{0, 1\}^{\sum_{i=1}^D p_i} \quad (7.16)$$

$$x \mapsto \bigcup_{i=1}^D (x_{ij})_{1 \leq j \leq p_i}.$$

Dans cette définition, nous avons introduit pour chaque sous-variable x_i un paramètre p_i qui fixe la taille de sa séquence booléenne représentative pas nécessairement égal au cardinal de \mathcal{E}_i .

Il existe une infinité de stratégie d'encodage pour fixer la position des 1 dans la chaîne $(x_{ij})_{1 \leq j \leq p_i}$ (par exemple, une simple écriture des x_i en base 2 en supposant qu'ils soient des entiers conviendrait). Pour ce travail, nous adoptons l'encodage de type *one-hot* (définition 2.2) dans lequel au plus un digit de la représentation booléenne d'une sous-variable x_i est égal à 1. Dans ce cadre, le choix de la position du 1 dans la chaîne dépend de la valeur de x_i et de la manière dont aura été partitionné son intervalle d'évolution \mathcal{E}_i (définition 2.1).

Définition 2.1: partitionnement des domaines d'évolution d'une variable x_i

Soit x un vecteur de l'espace de recherche \mathcal{X} et x_i l'une de ses sous-variables. Soit \mathcal{E}_i l'intervalle où peut évoluer la variable x_i . Le partitionnement uniforme de cet intervalle en p_i parties deux à deux disjointes et non vides est défini par :

$$\mathcal{E}_i = \bigcup_{j=1}^{p_i} \mathcal{E}_{ij} \quad \text{où} \quad \left\{ \begin{array}{l} \mathcal{E}_{i1} = \left[\delta_{min,i}, \left[\delta_{min,i} + \frac{\delta_{max,i} - \delta_{min,i}}{p_i} \right] \right], \\ \forall j \in [2, p_i], \mathcal{E}_{ij} = \left[\left[\delta_{min,i} + (j-1) \frac{\delta_{max,i} - \delta_{min,i}}{p_i} \right] + 1, \left[\delta_{min,i} + j \frac{\delta_{max,i} - \delta_{min,i}}{p_i} \right] \right]. \end{array} \right. \quad (7.17)$$

La relation de disjonction stipule que :

$$\forall j_1 \neq j_2, \mathcal{E}_{ij_1} \cap \mathcal{E}_{ij_2} = \emptyset. \quad (7.18)$$

Exemple : le partitionnement uniforme de l'ensemble $[0, 255] = \{0, 1, \dots, 255\}$ en $p = 4$ parties est :

$$[0, 255] = [0, 63] \cup [64, 127] \cup [128, 191] \cup [192, 255].$$

Définition 2.2: encodage *one-hot*

Soit x_i une sous-variable de $x \in \mathcal{X}$. Soit \mathcal{E}_i l'intervalle dans lequel peut évoluer x_i , partitionné en p_i parties. La fonction d'encodage *one-hot* de x_i , notée b_{OHE} , est définie par :

$$b_{OHE}: \mathcal{E}_i \rightarrow \{0, 1\}^{p_i-1} \quad (7.19)$$

$$x_i \mapsto (x_{i1}, x_{i2}, \dots, x_{i(p_i-1)}).$$

Sachant que :

$$\begin{cases} x_{i1} = x_{i2} = \dots = x_{i(p_i-1)} = 0 & \text{si } x_i \in \mathcal{E}_{i1}, \\ x_{ij} = \mathbb{1}_{\mathcal{E}_{i(j+1)}}(x_i) & \text{sinon.} \end{cases} \quad (7.20)$$

avec $\mathbb{1}$ est la fonction indicatrice telle que

$$\forall I \subset \mathbb{R}, \forall x \in \mathbb{R}, \mathbb{1}_I(x) = \begin{cases} 1 & \text{si } x \in I \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases}$$

La représentation *one-hot* encodée d'un élément $x \in \mathcal{X}$ avec toutes ses sous-variables résulte de la concaténation de chaque séquence *one-hot* encodée de ces dernières. Plus concrètement, supposons que l'on ait partitionné l'intervalle d'évolution \mathcal{E}_i de x_i en $p_i \leq \#\mathcal{E}_i$ parties conformément à la définition ci-dessus. La stratégie d'encodage *one-hot* adoptée suit le principe suivant :

- si x_i est compris dans la première partie \mathcal{E}_{i1} de \mathcal{E}_i alors la séquence booléenne associée ne contient aucun digit égal à 1; autrement dit, elle contient $p_i - 1$ zéros;
- sinon, la chaîne booléenne contient un unique 1 dont la position dépend de x_i : si $x_i \in \mathcal{E}_{ij}$ pour $j \in [2, p_i]$ alors le 1 est attribué au digit $x_{i(j-1)}$.

Exemple : soit $x = (185, 175, 27, 4, 36)$ un élément de \mathcal{X} . Supposons que $x_1 = 185$ évolue dans l'ensemble $\mathcal{E}_1 = [0, 255]$. En posant $p_1 = 4$, alors le partitionnement uniforme de \mathcal{E}_1 est (définition 2.1) :

$$\mathcal{E}_1 = [0, 63] \cup [64, 127] \cup [128, 191] \cup [192, 255]$$

d'où l'encodage *one-hot* associé : $b_{OHE}(x_1) = (010)$. On a donc $x_{11} = 0$, $x_{12} = 1$ et $x_{13} = 0$.

Un encodage *one-hot* de ce type a également été employé dans [Dad+22] mais pour la représentation de variables catégorielles. Un exemple simple illustrant ce cas d'utilisation est le suivant : en France, l'encodage du sexe d'un individu sur son numéro de sécurité sociale est un 0 pour une femme et un 1 pour un homme. Comme le décrit [Dad+22], nous pouvons donc considérer que l'encodage d'une sous-variable x_i pouvant prendre $\#\mathcal{E}_i$ valeurs possibles nécessite au maximum $\#\mathcal{E}_i - 1$ digits dans sa représentation encodée. Ce maximum est atteint lorsque \mathcal{E}_i est partitionné le plus finement possible : $p_i = \#\mathcal{E}_i$. Lorsqu'on décide de partitionner plus grossièrement les intervalles d'évolution, alors l'encodage nécessite logiquement moins de digits; cependant, il faut s'attendre à ce qu'une même chaîne booléenne corresponde à deux individus distincts. Par exemple, dans l'exemple de la définition 2.2, tous les individus $x_1 \in [128, 191]$ partagent l'encodage (010).

7.2.2 Expression de la décomposition de Walsh après l'encodage

L'étape finale consiste à réécrire la décomposition spectrale de $f(x)$ donnée à l'équation (7.11) une fois que \mathcal{X} a été *one-hot* encodé.

Définition 2.3: décomposition d'une fonction définie sur un ensemble *one-hot* encodé

Soit f une fonction pseudo-booléenne définie sur \mathcal{X} de dimension D à valeurs réelles. On note \mathcal{E}_i l'intervalle où peut évoluer la sous-variable x_i de $x \in \mathcal{X}$, avec $i \in [1, D]$. La décomposition spectrale de f dans la base des fonctions de Walsh est donnée par :

$$\forall x \in \mathcal{X}, f(x) = \omega_0 + \sum_{d=1}^D \sum_{I \in \binom{[1, D]}{d}} \sum_{\mathcal{J} \in \times_{c=1}^{\#I} [1, p_{I_c} - 1]} \omega_{I, \mathcal{J}} W_{I, \mathcal{J}}(x). \quad (7.21)$$

Cette expression générale se rapproche de celle décrite dans [Dad+22], mais s'en distingue par le fait qu'elle prévoit le cas où les chaînes encodées des sous-variables x_i ne font pas toutes la même taille. On précise que :

- $\binom{[1, D]}{d}$ est l'ensemble des sous-ensembles contenant d élément(s) parmi l'ensemble $[1, D]$ (en résumé, c'est un coefficient binomial d'ensembles). Tout ensemble I est donc de cardinal d .

- $\times_{c=1}^{\#I} [1, p_{I_c} - 1]$ est le produit cartésien de tous les ensembles $[1, p_{I_c} - 1]$ avec $I_c \in [1, D]$ eux-mêmes fixés sous le terme de sommation défini au point précédent.

Finalement, les fonctions de Walsh $W_{I,\mathcal{J}}$ sont telles que :

$$\forall x \in \mathcal{X}, W_{I,\mathcal{J}}(x) = \prod_{\substack{(i,j)=(I_c, \mathcal{J}_c) \\ \text{avec } c \in [1, \#I]}} (-1)^{x_{ij}}. \quad (7.22)$$

Exemple 1 (ensemble de définition de dimension $D = 2$) : soit une fonction f définie sur un ensemble discret \mathcal{X} de dimension $D = 2$; tout élément $x \in \mathcal{X}$ s'écrit avec ses deux composantes : $x = (x_1, x_2)$. On partitionne selon la définition 2.1 les intervalles d'évolution de x_1 et x_2 en $p_1 = 3$ et $p_2 = 4$ parties respectivement. L'application de la décomposition (7.21) donne :

$$\begin{aligned} \forall x \in \mathcal{X}, f(x) = & \omega_0 + \omega_{11}(-1)^{x_{11}} + \omega_{12}(-1)^{x_{12}} + \omega_{21}(-1)^{x_{21}} + \omega_{22}(-1)^{x_{22}} + \omega_{23}(-1)^{x_{23}} \\ & + \omega_{11,21}(-1)^{x_{11}+x_{21}} + \omega_{11,22}(-1)^{x_{11}+x_{22}} + \omega_{11,23}(-1)^{x_{11}+x_{23}} \\ & + \omega_{12,21}(-1)^{x_{12}+x_{21}} + \omega_{12,22}(-1)^{x_{12}+x_{22}} + \omega_{12,23}(-1)^{x_{12}+x_{23}}. \end{aligned}$$

Exemple 2 (ensemble de définition de dimension $D > 2$) : soit une fonction f définie sur un ensemble discret \mathcal{X} de dimension $D = 5$ et $x = (x_1, x_2, x_3, x_4, x_5) = (41, 89, 74, 11, 36)$ un individu quelconque de \mathcal{X} . On associe à chaque composante x_i l'intervalle d'évolution $\mathcal{E}_i = [1, 90]$, que l'on partitionne tous en 90 parties. On cherche l'expression de la fonction de Walsh correspondant au terme d'ordre 3 de la décomposition (7.21) et impliquant le sous-ensemble $\mathcal{I} = \{2, 3, 4\}$: on cherche donc un terme d'interaction entre les sous-variables x_2, x_3 et x_4 . Précisément, en posant de manière arbitraire $\mathcal{J} = \{88, 12, 31\}$, on s'intéresse à l'interaction entre $x_{2,88}, x_{3,12}$ et $x_{4,31}$ (cette interaction n'a de sens que si $p_2 \geq 88, p_3 \geq 12$ et $p_4 \geq 31$, ce qui est valable ici car $p_i = 90$). La fonction de Walsh correspondante dans la décomposition de f est :

$$W_{I,\mathcal{J}}((41, 89, 74, 11, 36)) = (-1)^{x_{2,88}+x_{3,12}+x_{4,31}} = (-1)^1 + (-1)^0 + (-1)^0 = -1.$$

7.2.3 Unicité et orthogonalité des fonctions de Walsh définies sur l'ensemble encodé

Pourquoi ne pas avoir choisi un encodage *one-hot* comportant un unique 1 dans la chaîne booléenne d'une sous-variable x_i ? Autrement dit, en reprenant l'exemple de l'encodage des sexes (paragraphe 7.2.1.1), pourquoi ne pas coder le féminin par (01) et le masculin par (10), au lieu de (0) et (1)? Pour répondre, intéressons-nous à l'aide d'un exemple simple à cette proposition d'encodage, que nous appellerons **encodage one-hot générateur**. Considérons une fonction $f : \mathcal{E}_1 \times \mathcal{E}_2 \rightarrow \mathbb{R}$. On partitionne uniformément chaque intervalle d'évolution des sous-variables x_1 et x_2 en 2 parties. Les tableaux 7.1 et 7.2 présentent l'encodage de tous les éléments de cet espace ainsi que leur image par chacune des fonctions de Walsh $W_{I,\mathcal{J}}$ de la décomposition complète de f .

Avec l'encodage *one-hot* générateur, on observe la perte d'unicité des fonctions de Walsh après encodage de l'ensemble de définition. La preuve de cette non-unicité est visible dans le tableau 7.2 à cause des égalités :

$$\forall x \in \mathcal{X}, W_{\{1,2\},\{1,1\}}(x) = W_{\{1,2\},\{2,2\}}(x) \quad \text{et} \quad W_{\{1,2\},\{1,2\}}(x) = W_{\{1,2\},\{2,1\}}(x).$$

Plus directement, on constate la non unicité du fait que le nombre de fonctions de Walsh définies (9 en tout, avec les ordres linéaire et quadratique) excède le nombre d'éléments contenus dans l'ensemble de définition de f (4 individus $x = (x_1, x_2)$). Comme pour l'encodage *one-hot* générateur, on présente dans le tableau 7.3 les valeurs des fonctions de Walsh avec l'encodage tel que décrit dans la définition 2.2. On observe, cette fois, l'unicité des vecteurs. En revanche, ces fonctions ne sont ni normées ni orthogonales, contrairement aux fonctions de Walsh dans leur formalisme originel.

Table 7.1 – Fonctions de Walsh **linéaires** pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 **encodé en one-hot générateur**.

x		Fonctions de Walsh (ordre 1) $W_{I,\mathcal{J}}$				
x_1	x_2	W_0	$W_{\{1\},\{1\}}$	$W_{\{1\},\{2\}}$	$W_{\{2\},\{1\}}$	$W_{\{2\},\{2\}}$
10	10	1	-1	1	-1	1
01	10	1	1	-1	-1	1
10	01	1	-1	1	1	-1
01	01	1	1	-1	1	-1

 Table 7.2 – Fonctions de Walsh **quadratiques** pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 **encodé en one-hot générateur**.

x		Fonctions de Walsh (ordre 2) $W_{I,\mathcal{J}}$			
x_1	x_2	$W_{\{1,2\},\{1,1\}}$	$W_{\{1,2\},\{1,2\}}$	$W_{\{1,2\},\{2,1\}}$	$W_{\{1,2\},\{2,2\}}$
10	10	1	-1	-1	1
01	10	-1	1	1	-1
10	01	-1	1	1	-1
01	01	1	-1	-1	1

 Table 7.3 – Fonctions de Walsh **linéaires et quadratiques** pour chaque individu d'un espace de recherche pseudo-booléen de dimension 2 **encodé comme dans la définition 2.2**.

x		Fonctions de Walsh (ordre 1 et 2) $W_{I,\mathcal{J}}$			
x_1	x_2	W_0	$W_{\{1\},\{1\}}$	$W_{\{2\},\{1\}}$	$W_{\{1,2\},\{1,1\}}$
0	0	1	1	1	1
1	0	1	-1	1	-1
0	1	1	1	-1	-1
1	1	1	-1	-1	1

Une démonstration publiée dans [Dad+22, Annexe A] montre que la méthode de l'encodage one-hot de la définition 2.2 est une représentation unique et complète pour toute fonction pseudo-booléenne intégrable au sens de Lebesgue. C'est la méthode retenue pour la suite de ce chapitre.

7.3 MOEA/D-AMOW : algorithme MOEA/D avec un opérateur de mutation adaptatif

Nous présentons dans ce paragraphe une nouvelle méthode *surrogate* basée sur l'adaptation en ligne de l'opérateur de mutation de l'algorithme MOEA/D asynchrone. En résumé, nous cherchons à approximer la fonction objectif d'un problème d'optimisation grâce à sa décomposition spectrale en séries de Walsh afin de quantifier le poids de chacune des variables de l'espace de recherche. Nous exploitons cette quantification de « l'importance » portée par une variable vis-à-vis de chacun des critères à optimiser en mettant à jour le taux de mutation de l'opérateur de mutation. L'idée sous-jacente derrière cette stratégie peut s'exprimer comme suit :

Nous souhaitons tester l'hypothèse d'un gain en performance de l'étude d'optimisation en faisant muter plus régulièrement une variable dont la mutation promet une variation significative de l'un des objectifs du problème à résoudre.

En cas de réussite, cette méthode permettrait de s'affranchir d'une étude du paysage de fitness de l'espace objectif habituellement conduite en amont d'un calcul d'optimisation coûteux en ressources informatiques. Le protocole général de l'algorithme MOEA/D-AMOW, qui sera détaillé dans la partie 7.3.3, suit le principe d'adaptation suivant :

- Régulièrement, au cours d'un run d'optimisation mené avec un algorithme MOEA/D asynchrone, nous construisons un méta-modèle de la fonction objectif en estimant les coefficients de sa décomposition spectrale sur la base des fonctions de Walsh. Il faut prévoir un encodage de l'espace de recherche dont le formalisme a été décrit dans la section 7.2 ci-dessus.
- Calculer la norme L1 des vecteurs ω_i composés de tous les coefficients de Walsh associés à la sous-variable x_i de $x \in \mathcal{X}$:

$$\omega_i = (\omega_{i1}, \omega_{i2}, \dots, \omega_{i(p_i-1)}).$$

La justification de ce choix fait l'objet du paragraphe 7.3.2.

- Augmenter le taux de probabilité de mutation de la sous-variable de x dont le coefficient de Walsh a la norme L1 la plus élevée.
- Reprendre l'exécution de l'algorithme MOEA/D-S avec le nouveau paramétrage de l'opérateur de mutation.

7.3.1 Sensibilité de la fonction objectif aux variations des variables du problème multi-objectifs

Dans cette partie, nous considérons un problème multi-objectifs défini sur l'espace de recherche \mathcal{X} de dimension $D > 1$. On note f la fonction objectif du problème. Nous cherchons à quantifier, en moyenne, la variation de f lorsqu'une composante x_i d'un élément $x \in \mathcal{X}$ mute. Autrement dit, on cherche *le poids* ou *l'importance* moyenne de chaque sous-variable x_i de l'espace de décision du problème, c'est-à-dire la valeur moyenne de $\frac{\partial f(x)}{\partial x_i} \Big|_{x_q \text{ tq. } q \neq i}$ avec i et q dans $[1, D]$.

On se place dans le cadre d'une représentation pseudo-booléenne de l'espace de recherche, comme nous l'avons décrit dans la partie précédente. Nous partitionnons uniformément chaque ensemble \mathcal{E}_i constituant les intervalles d'évolution de chaque sous-variable x_i . **Nous supposons que ce partitionnement est le plus fin possible, c'est-à-dire que chaque partie contient un unique élément :** $p_i = \#\mathcal{E}_i$. La décomposition de Walsh de la fonction f devient donc (cf. 7.21) :

$$\forall x \in \mathcal{X}, f(x) = \omega_0 + \sum_{d=1}^D \sum_{I \in \binom{[1, D]}{d}} \sum_{\mathcal{J} \in \times_{c=1}^{\#I} [1, \#\mathcal{E}_{I_c} - 1]} \omega_{I, \mathcal{J}} W_{I, \mathcal{J}}(x). \quad (7.23)$$

7.3.1.1 Représentation d'une mutation

Soit $x \in \mathcal{X}$. On note \tilde{x} le vecteur x après la mutation. On suppose que la mutation a lieu sur sa i -ème sous-variable x_i , toutes les autres sous-variables étant gardées fixes. En numérotant j la partie de \mathcal{E}_i à laquelle appartient x_i , on définit l'opérateur de mutation $m_{i,j,\delta}$ tel que :

$$\tilde{x} = m_{i,j,\delta}(x) \quad (7.24)$$

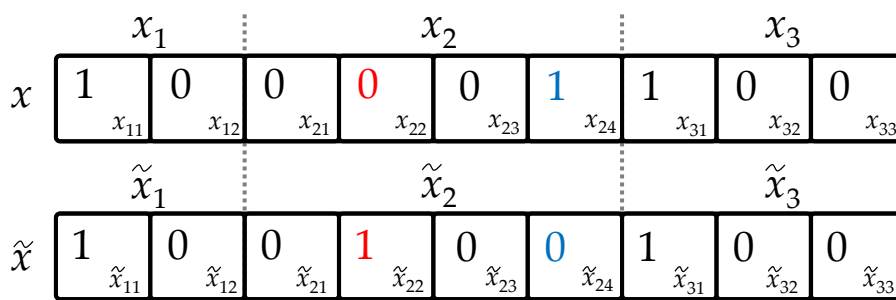
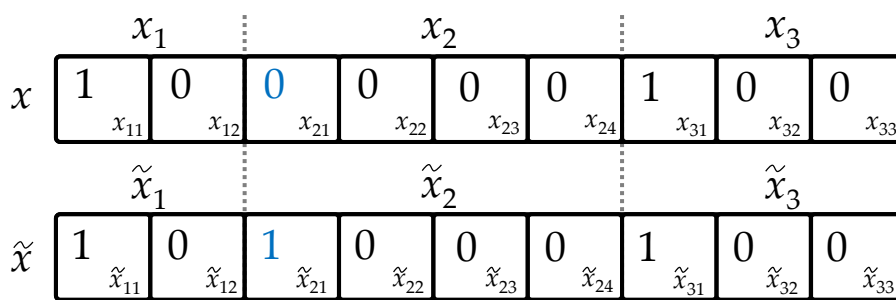
où δ est algébrique et donne le nombre de parties séparant x_i de \tilde{x}_i (voir figure 7.5). Formulons quelques remarques :

- δ évolue dans un intervalle borné, que l'on note \mathcal{D} , tel que :

$$\mathcal{D} = [1 - j, \#\mathcal{E}_i - j] \setminus \{0\}. \quad (7.25)$$

On exclut le cas $\delta = 0$ puisqu'il correspond à l'absence de mutation (on n'autorise pas la mutation de x_i vers lui-même).

- l'encodage *one-hot* décrit dans la partie précédente possède un cas particulier qui apparaît lorsque $x_i \in \mathcal{E}_{i1}$ (figure 7.6). Dans ce cas précis la chaîne binaire associée à x_i est exclusivement composée de 0. Ainsi, si $x_i \in \mathcal{E}_{i1}$ mute vers $\tilde{x}_i \notin \mathcal{E}_{i2}$ alors le digit x_{i1} vaut 0 avant et après la mutation.


 Figure 7.5 – Schéma d'une mutation où $\tilde{x} = m_{2,5,-2}(x)$.

 Figure 7.6 – Schéma d'une mutation où $\tilde{x} = m_{2,1,1}(x)$ dans le cas particulier où $x_2 \in \mathcal{E}_{21}$.

7.3.1.2 Calcul de la variation de f lorsque x mute

On note $\Delta_{i,j,\delta}f(x)$ la variation de f sur x lorsque $x_i \in \mathcal{E}_{ij}$ mute, pour une valeur fixée de j et de $\delta \in \mathcal{D}$:

$$\forall x \in \mathcal{X}, \Delta_{i,j,\delta}f(x) = f(m_{i,j,\delta}(x)) - f(x). \quad (7.26)$$

En reprenant l'expression (7.23) :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \Delta_{i,j,\delta}f(x) = \sum_{d=1}^D \sum_{\substack{\mathcal{I} \in \binom{[1,D]}{d} \\ \text{tq. } i \in \mathcal{I}}} \sum_{\mathcal{J} \in \times_{c=1}^{\#\mathcal{I}} [1, \#\mathcal{E}_{i_c-1}]} \omega_{\mathcal{I},\mathcal{J}} [W_{\mathcal{I},\mathcal{J}}(m_{i,j,\delta}(x)) - W_{\mathcal{I},\mathcal{J}}(x)] \quad (7.27)$$

qui devient, en tronquant la série à l'ordre linéaire ($d \leq 1$) :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \Delta_{i,j,\delta}f(x) = \sum_{u \in [1, \#\mathcal{E}_i-1]} \omega_{iu} [W_{iu}(m_{i,j,\delta}(x)) - W_{iu}(x)]. \quad (7.28)$$

Théorème 3.1: variation des fonctions de Walsh linéaires lors d'une mutation

Soit x_i la sous-variable de $x \in \mathcal{X}$ qui mute. On note j la partie de \mathcal{E}_i à laquelle appartient x_i , de sorte que $x_i \in \mathcal{E}_{ij}$. On reprend les indices de sommation issus de l'expression (7.28). L'expression :

$$W_{iu}(m_{i,j,\delta}(x)) = -W_{iu}(x) \quad (7.29)$$

suivante est valide si, et seulement si l'une des conditions suivantes est respectée :

1. $(j > 1) \wedge (u = j - 1)$.
2. $(j + \delta > 1) \wedge (u = j + \delta - 1)$.
3. $(j = 1) \wedge (u > j - 1) \wedge (u = \delta + j - 1)$.

$$4. (j > 1) \wedge (u < j - 1) \wedge (u = \delta + j - 1).$$

Les cas 1 et 2 correspondent aux configurations bleu et rouge de la figure 7.5. Le cas 3, lui, est une généralisation de la figure 7.6 où le 1 bleu pourrait se retrouver sur n'importe quel digit de la chaîne de \tilde{x} . Le cas 4, non illustré, est l'inverse du cas 3 : on passe d'une chaîne comportant un 1 sur un digit quelconque pour passer dans une configuration où il n'y a que des 0.

Ce théorème n'est valable que pour les termes de Walsh linéaires. Nous pouvons donc l'appliquer pour simplifier (7.28) mais pas pour (7.27).

Démonstration : nous allons démontrer ce théorème par généralisation des études de cas illustrées sur les figures 7.5 et 7.6. Cette démonstration est basée d'une part sur le constat que la plupart des termes de la décomposition de $\Delta_{i,j,\delta}f(x)$ dans l'expression (7.28) s'annulent lors de la mutation de x vers \tilde{x} , et d'autre part sur le changement de signe des fonctions de Walsh lorsqu'un digit passe de 0 à 1 ou inversement (nous l'avons évoqué au début de ce paragraphe). Étudions un par un les cas du théorème :

- *le cas 1 du théorème est l'un de ceux colorisés sur la figure 7.5 (bleu ou rouge, peu importe : le raisonnement est le même). Si on prend le cas rouge par défaut, on observe bien un changement de signe à l'issue de la mutation de x_2 sur la fonction W_{22} puisque $W_{22}(x) = -1$ alors que $W_{22}(\tilde{x}) = 1$.*
- *Par analogie, on conduit le même raisonnement avec la fonction W_{24} pour expliciter le cas 2.*
- *L'existence du cas 3 est liée au cas particulier de notre encodage one-hot où on démarre d'une chaîne exclusivement composée de 0 (figure 7.6). Partant de cette situation, la seule fonction W_{iu} qui change de signe est celle pour laquelle $u = \delta + j - 1$.*
- *Le cas 4 est analogue au cas 3 : il suffit d'invertir le 0 et le 1 bleus de la figure 7.6, et d'adopter un raisonnement similaire.*

Le théorème est démontré par complétude des cas présentés.

7.3.2 Borne de la variation d'objectif et algorithme MOEA/D-AMOW

La simplification de l'équation (7.28) à l'aide des résultats du théorème 3.1 aboutit à :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \quad \forall (j, \delta) \in [1, \#\mathcal{E}_i] \times \mathcal{D},$$

$$\Delta_{i,j,\delta}f(x) = \begin{cases} -2[\omega_{i(j-1)}W_{i(j-1)}(x)] + 2[\omega_{i(\delta+j-1)}W_{i(\delta+j-1)}(x)] & \text{cas 1 + 2} \\ -2\omega_{i(\delta+j-1)}W_{i(\delta+j-1)}(x) & \text{cas 3 (j laissé visible bien que } j = \delta = 1) \\ 2\omega_{i(j-1)}W_{i(j-1)}(x) & \text{cas 4.} \end{cases} \quad (7.30)$$

Par l'inégalité triangulaire, il est possible de rassembler tous les cas de l'expression (7.30) afin de majorer $\Delta_{i,j,\delta}f(x)$ par une somme de termes :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \quad \forall (j, \delta) \in [1, \#\mathcal{E}_i] \times \mathcal{D}, \quad |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| \leq 2(|\omega_{i(j-1)}| + |\omega_{i(\delta+j-1)}|). \quad (7.31)$$

La variation de l'objectif est donc bornée. L'équation précédente indique par ailleurs que plus les valeurs absolues des coefficients de Walsh linéaires sont grands, plus cette borne est élevée.

Pour clôturer cette partie théorique et obtenir un encadrement de la valeur moyenne de $\frac{\partial f(x)}{\partial x_i}$, il nous faut généraliser l'inégalité (7.31) pour tous les cas possibles de mutation de x_i , c'est-à-dire au départ de n'importe quel j -ème digit vers n'importe quel $(j + \delta)$ -ème digit. Autrement dit, par

linéarité de l'espérance, on cherche à encadrer $\mathbb{E}[\Delta_{i,j,\delta}f(x)]$ sur j et δ telle que :

$$\mathbb{E}_{\substack{j \in [1, \#\mathcal{E}_i] \\ \delta \in \mathcal{D}}} |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| = \mathbb{E}_{j \in [1, \#\mathcal{E}_i]} \left[\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| \right]. \quad (7.32)$$

7.3.2.1 Espérance sur la valeur de δ

Pour calculer l'espérance sur δ , nous fixons le paramètre j qui, pour rappel, renseigne sur la partie à laquelle appartient x_i . La figure 7.7 montre des mutations envisageables de la sous-variable x_2 lorsque $j = 5$, pour différentes valeurs de δ (traits rouges). On rappelle que le nombre d'éléments contenus dans $\mathcal{D} = [1 - j, \#\mathcal{E}_i - j] \setminus \{0\}$ est :

$$\#\mathcal{D} = \#\mathcal{E}_i - 1. \quad (7.33)$$

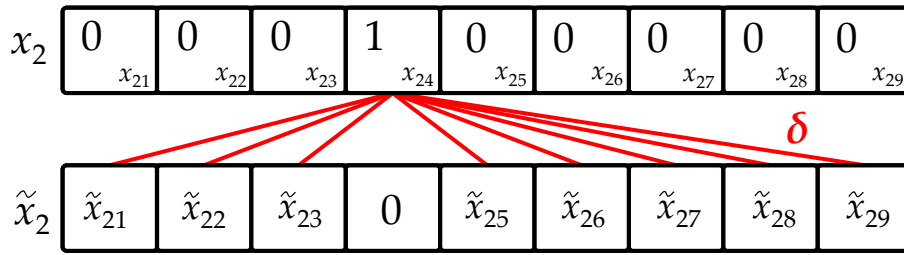


Figure 7.7 – Schéma des mutations possibles $m_{2,5,\delta}(x)$. Suite à la mutation, le 1 positionné initialement en x_{24} peut se déplacer à la place de n'importe quel autre digit (\tilde{x}_{24} exclus), soit disparaître de la chaîne booléenne de \tilde{x}_2 dans le cas où x_2 mute vers $\tilde{x}_2 \in \mathcal{E}_{21}$.

En appliquant les inégalités des cas (7.30) sur l'exemple de la figure 7.7, on a :

$$\begin{aligned} |\Delta_{2,5,-4}f(x)| &\leq 2|\omega_{2\ 4}| \\ |\Delta_{2,5,-3}f(x)| &\leq 2(|\omega_{2\ 4}| + |\omega_{2\ 1}|) \\ |\Delta_{2,5,-2}f(x)| &\leq 2(|\omega_{2\ 4}| + |\omega_{2\ 2}|) \\ &\vdots \\ |\Delta_{2,5,5}f(x)| &\leq 2(|\omega_{2\ 4}| + |\omega_{2\ 9}|) \end{aligned}$$

On en déduit une formulation générale par récurrence :

$$\begin{aligned} \forall j > 1, \mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| &\leq \frac{2}{\#\mathcal{E}_i - 1} \left[|\omega_{i(j-1)}| + \sum_{\substack{v=2-j \\ \text{tq. } v \neq 0}}^{\#\mathcal{E}_i - j} (|\omega_{i(j-1)}| + |\omega_{i(j+v-1)}|) \right] \\ \iff \mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| &\leq \frac{2}{\#\mathcal{E}_i - 1} \left[|\omega_{i(j-1)}| + (\#\mathcal{E}_i - 2)|\omega_{i(j-1)}| + \sum_{\substack{v=2-j \\ \text{tq. } v \neq 0}}^{\#\mathcal{E}_i - j} |\omega_{i(j+v-1)}| \right] \\ \iff \mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta}f(x)| &\leq 2|\omega_{i(j-1)}| + \frac{2}{\#\mathcal{E}_i - 1} \sum_{\substack{v=2-j \\ \text{tq. } v \neq 0}}^{\#\mathcal{E}_i - j} |\omega_{i(j+v-1)}|. \end{aligned} \quad (7.34)$$

7.3.2.2 Espérance sur la valeur de j

Pour calculer l'espérance de la variation de f en j , les figures à considérer (non représentées dans ce manuscrit) sont analogues à la figure 7.7 et consistent à faire partir les traits rouges depuis chaque digit. Par linéarité de l'espérance, on cherche donc une expression de :

$$\mathbb{E}_{j \in [1, \#\mathcal{E}_i]} \left[\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta} f(x)| \right] = \underbrace{\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,1,\delta} f(x)|}_A + \underbrace{\mathbb{E}_{j \in [2, \#\mathcal{E}_i]} \left[\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta} f(x)| \right]}_B. \quad (7.35)$$

Pour le membre A, on a :

$$A \leq \frac{2}{\#\mathcal{E}_i - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_i - 1} |\omega_{iu}| \quad (7.36)$$

En ce qui concerne le membre B, on utilise l'inégalité 7.34 :

$$\begin{aligned} \mathbb{E}_{j \in [1, \#\mathcal{E}_i]} \left[\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta} f(x)| \right] &\leq \underbrace{\frac{2}{\#\mathcal{E}_i - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_i - 1} |\omega_{iu}|}_A + \underbrace{2 \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_i - 1} |\omega_{iu}| + \frac{2}{(\#\mathcal{E}_i - 1)^2} \left[(\#\mathcal{E}_i - 1) \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_i - 1} |\omega_{iu}| \right]}_B \\ \iff \mathbb{E}_{j \in [1, \#\mathcal{E}_i]} \left[\mathbb{E}_{\delta \in \mathcal{D}} |\Delta_{i,j,\delta} f(x)| \right] &\leq \frac{6}{\#\mathcal{E}_i - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_i - 1} |\omega_{iu}|. \end{aligned} \quad (7.37)$$

7.3.3 La méthode MOEA/D-AMOW

On note f la fonction objectif du problème multi-objectifs. L'algorithme MOEA/D-AMOW consiste à construire un méta-modèle représentatif de f de manière régulière au cours d'un run. Ce méta-modèle est une décomposition de Walsh à l'ordre linéaire telle que l'exprime l'équation (7.28). Il est important d'insister sur le fait que si l'assistance d'un algorithme MOEA/D par méta-modélisation de la fonction objectif est très courant dans la littérature [DVD20, Der+23, Gu+21, Pru+20], l'approche que nous suivons dans le cadre de cette thèse est tout à fait originale :

- Le méta-modèle **a pour objectif de permettre une interprétation physique de la fonction objectif** boîte noire du problème et à adapter l'opérateur de mutation en conséquence. Pour cela, à la manière des harmoniques composant le spectre de Fourier d'une fonction, nous interprétons les coefficients de Walsh de la décomposition de la fonction objectif comme des *poinds* donnant l'influence de chaque variable pour le problème d'optimisation considéré.
- le méta-modèle **ne sert pas à remplacer la vraie fonction objectif** du problème, ce que nous avons fait dans le chapitre précédent et qui est parfois consenti dans la littérature lorsque le modèle approche très précisément la fonction de fitness (c'est notamment le cas lorsque cette fonction n'est pas trop sophistiquée).
- Le méta-modèle **ne sert pas à guider la recherche avec une stratégie analogue à celle de [DVD20]** où, régulièrement au cours d'un run, un calcul d'une population de solutions de l'espace de recherche est réalisé pour trouver des solutions prometteuses vis-à-vis de la métrique d'hypervolume (ces solutions étaient alors recalculées avec la vraie fonction du problème).

En bref, contrairement à la majorité des méthodes d'optimisation assistées par des méta-modèles, nous ne nous servons pas de la décomposition de Walsh pour remplacer la fonction objectif du problème; à la place, nous nous en servons pour explorer plus efficacement l'espace de recherche en favorisant progressivement la mutation de variables dont on attend une plus grande variation des critères à optimiser.

Le pseudo-code de l'algorithme MOEA/D-AMOW est présenté par blocs, dans les algorithmes 7, 8, 9 et 6. Il s'agit d'un algorithme reposant sur le principe d'un algorithme MOEA/D asynchrone (MOEA/D-A) dans lequel le taux de mutation de l'opérateur de mutation est régulièrement mis à jour. Cette adaptation est basée sur une décomposition de la fonction objectif pseudo-booléenne sur la base des fonctions de Walsh (**A**daptive **M**utation **O**perator based on **W**alsh decomposition).

Comme pour [Mun17] et [Dro20], l'utilisation d'un algorithme asynchrone implémenté selon une architecture maître-ouvrier [Li+17] se justifie non seulement par un coût de calcul très élevé en terme de ressources informatiques (de l'ordre de l'heure pour l'évaluation d'une solution avec le pilote ALGO), mais aussi à cause d'une grande variance sur le temps de calcul des solutions (le choix des recouvrements induisant par exemple des contraintes plus ou moins importante sur la physique du cœur lors d'un transitoire). La suite de cette partie s'attache à expliciter les grandes étapes de cet algorithme, en particulier l'étape d'adaptation de l'opérateur de mutation.

Dans l'algorithme 9 ci-dessous, les lignes commentées faisant référence aux stratégies MOEA/D-AMOW et MOEA/D-FMO font écho à la résolution du problème NUCOP en partie 7.3.5.

Algorithme 6 : Bloc pour le pseudo-code MOEA/D-AMOW : initialisation.

- m : le nombre d'objectifs du problème;
- n_{max} : le nombre d'évaluations maximal (critère d'arrêt);
- N_{proc} : le nombre de processeurs requis pour l'étude (1 processeur maître, le reste étant des processeurs ouvriers);
- N : le nombre de directions décomposant l'espace objectif;
- M_{dep} : le nombre d'évaluations faites avant la première mise à jour de l'opérateur de mutation;
- M : le nombre d'évaluations entre deux mises à jour de l'opérateur de mutation;
- ϵ : paramètre de marge sur le calcul des solutions non dominées;
- T : la taille du voisinage de chaque direction;
- P : vecteur contenant les espérances de Bernoulli (*ie.* les taux de mutation) associées à la mutation de chaque variable de l'espace de recherche.

Choisir $n_{max}, N_{proc}, N < N_{proc}, M_{dep}, M, \epsilon, T$ et P

Générer le vecteur de directions $\lambda = [\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_N]$ et le vecteur de voisinage $\mathcal{B}(T, \lambda)$

Générer X de taille $N_{proc} - 1$ // échantillonnage par hypercube latin

- 1 **Créer** X^{buf} vide, de taille N // contient les meilleurs éléments de X par directions
 - 2 **Créer** Z^{buf} vide, de taille N // contient les meilleurs éléments de Z par directions
 - 3 **Pour** $g \leftarrow 1$ **à** N_{proc} **faire**
 - 4 | **Attribuer** la direction $(\lambda_{g \bmod N})$ à l'ouvrier g
 - 5 | **Envoyer** $x = X_g$ à l'ouvrier g (algorithme 8) // communication non bloquante
 - 6 **fin**
 - 7 **Pour** $\ell \in \lambda$ **faire**
 - 8 | $X_\ell^{buf} \leftarrow$ **initialiser** la meilleure solution pour chaque direction
 - 9 | $\tilde{f}(X_\ell^{buf}) \leftarrow$ **Normaliser** $f(X_\ell^{buf})$
 - 10 | $Z_\ell^{buf} = \tilde{f}(X_\ell^{buf}) \leftarrow$ **initialiser** la meilleure valeur correspondante pour chaque direction
 - 11 **fin**
 - 12 **Initialiser** z^* (éq. 5.12)
 - 13 $S = \emptyset$ // archive des évaluations
 - 14 $n = N_{proc}$
-

Algorithme 7 : pseudo-code de l'algorithme maître MOEA/D-AMOW asynchrone.

Étape 1 : Initialisation

1 Se référer à l'algorithme 6

Étape 2 : Évolution génétique

2 **Tant que** $n < n_{max}$ **faire**

3 **Recevoir** $f(x)$ d'un ouvrier g (algorithme 8)

4 $\tilde{f}(x) \leftarrow$ **normaliser** $f(x)$

5 $S = S \cup \{(x, \tilde{f}(x))\}$ // stocker la solution et sa valeur dans l'archive externe

6 **Pour** $i \leftarrow 1$ **à** 2 **faire**

7 **si** $\tilde{f}_i(x) < z_i^*$ **alors**

8 $z_i^* \leftarrow \tilde{f}_i(x)$ // mettre à jour le point idéal s'il est dominé

9 **fin**

10 **Pour** $\ell \in \mathcal{B}(T, \lambda_g \bmod N)$ **faire**

11 **si** $g^{tc}(x|w_\ell) \leq g^{tc}(X_\ell^{buf}|w_\ell)$ **alors**

12 $X_\ell^{buf} = x$ // mettre à jour le buffer si la solution domine la meilleure solution d'une direction voisine

13 $Z_\ell^{buf} = \tilde{f}(x)$

14 **fin**

15 $x \leftarrow$ **muter** $X_{\lambda_g \bmod N}^{buf}$ (algorithme 9)

16 **Envoyer** x à l'ouvrier g (algorithme 8) // communication non bloquante

17 $g \leftarrow g + 1$

18 **fin**

Algorithme 8 : pseudo-code de l'algorithme ouvrier MOEA/D-AMOW asynchrone.

1 **Recevoir** x du maître

2 **Calculer** $f(x)$, qui est l'image de x par la fonction objectif f du problème

3 **Envoyer** $f(x)$ au maître

Algorithme 9 : pseudo-code de l'**opérateur de mutation** adaptatif.

1 **Recevoir** $X_{\lambda_g \bmod N}^{buf}$ envoyé par le maître

2 $x \leftarrow X_{\lambda_g \bmod N}^{buf}$

3 **si** $n \geq M_{dep}$ **et** $n \bmod M = 0$ **alors**

4 // Condition différenciant MOEA/D-AMOW de MOEA/D-FMO

4 $S_{dominants} \leftarrow$ **Isoler** les points dans une bande de largeur ϵ à partir du front de Pareto

5 $\hat{f}(x) \leftarrow$ **entraîner** le méta-modèle sur la base $S_{dominants}$

6 $P \leftarrow$ **mettre à jour** comme décrit dans le paragraphe 7.3.3.2

7 **Tant que** $x = X_{\lambda_g \bmod N}^{buf}$ **faire**

8 // Pour MOEA/D-AMOW et MOEA/D-FMO

8 **Pour** $i \leftarrow 1$ **à** D **faire**

9 **Tirer** aléatoirement $c \in [0, 1]_{\mathbb{R}}$

10 **si** $c \leq P_i$ **alors**

11 **Muter** x_i

12 **fin**

13 **fin**

14 **Envoyer** x au maître

7.3.3.1 Trame générale de l'algorithme MOEA/D-AMOW (algorithmes 7, 8 et 6)

Après avoir initialisé les paramètres de l'algorithme, l'évolution génétique asynchrone est lancée (ligne 2 de l'algorithme 7). Chaque itération consiste en un dialogue entre le maître et l'ouvrier : le maître reçoit d'un ouvrier la valeur $f(x)$ d'une solution x de l'espace de recherche, qu'il normalise pour obtenir $\tilde{f}(x)$. Cette solution est associée à une direction spécifique pour toute la durée du run : contrairement à l'algorithme MOEA/D-AW, les directions sont fixées une fois pour toute pour chaque processeur ouvrier à l'initialisation de MOEA/D-AMOW. Dans le cas où le point d'idéalité z^* d'où part la décomposition de l'espace objectif est dépassé dans au moins une direction, on le met à jour et il prend la valeur de $\tilde{f}(x)$ (lignes 6-10). De plus, comme pour MOEA/D-AW, on vérifie que la fitness du point x n'est pas améliorante pour une des directions voisines de la direction courante ; le cas échéant, il faut mettre à jour le vecteur stockant toutes les meilleures solutions connues jusqu'alors dans les directions voisines concernées (lignes 11-16). Le maître termine l'itération en récupérant la meilleure valeur connue pour la direction associée au point courant et en la faisant muter de x vers \tilde{x} (ligne 15) : l'itération suivante est lancée dès que le maître renvoie à l'ouvrier le calcul de $f(\tilde{x})$ (ligne 16). Les communications non bloquantes entre le maître et l'ouvrier permettent de palier à un blocage de la file d'attente en cas d'erreur dans le schéma de calcul cœur (ligne 2 de l'algorithme 8). L'asynchronicité de l'algorithme vient du fait qu'il n'y a plus de notion de génération ni de population évolutive.

7.3.3.2 Opérateur de mutation (algorithme 9)

Nous présentons dans cette partie le protocole d'adaptation de l'opérateur de mutation, qui intervient toutes les M évaluations une fois qu'au moins M_{dep} évaluations ont été réalisées.

1. Le méta-modèle est une approximation de la décomposition de Walsh de la fonction objectif du problème d'optimisation, f . Pour l'établir, nous cherchons à estimer le plus fidèlement possible les coefficients de Walsh ω_{iu} de la décomposition (7.23) à l'ordre linéaire : les coefficients obtenus à l'issue de cette estimation sont notés $\hat{\omega}_{iu}$. Ils permettent de construire la fonction approximée de f , logiquement notée \hat{f} , telle que :

$$\forall x \in \mathcal{X}, \hat{f}(x) = \hat{\omega}_0 + \sum_{i \in [1, D]} \sum_{u \in [1, \#E_i - 1]} \hat{\omega}_{iu} (-1)^{x_{iu}} \quad (7.38)$$

2. En pratique, les coefficients $\hat{\omega}_{iu}$ sont estimés à l'aide des méthodes de régressions linéaires classiques, puisque la décomposition (7.38) s'interprète comme un modèle linéaire dont les prédicteurs sont les fonctions de Walsh W_{iu} . Dans notre cas nous utiliserons les modèles d'apprentissage de la bibliothèque Python Scikit-Learn [Ped+11] ; en particulier, confrontés au même problème que [Lep+19] au vu de la taille de notre espace de recherche (comme nous le verrons, compris entre 2^{33} et 2^{34} éléments), nous privilégions le modèle linéaire LASSO (Least Absolute Shrinkage and Selection Operator) [HTW15].
3. La base d'apprentissage est exclusivement constituée des évaluations déjà réalisées au cours du run, stockées dans l'archive externe S (algorithme 7, ligne 5). Cependant, dans le but de favoriser une bonne régression du méta-modèle pour les régions à proximité du front de Pareto, nous ne retenons que les points de l'espace objectif dans une bande d'erreur de largeur ϵ autour des points du front de Pareto. On construit ainsi une nouvelle base $S_{\text{dominants}}$ contenant les points les plus proches du front de Pareto. La figure 7.8 présente les points de l'archive S retenus en tant que base d'apprentissage du méta-modèle, pour ϵ valant 0 (haut gauche), 0.05 (haut droite), 0.1 (bas gauche) et 0.2 (bas droite). Chaque graphe a été tracé pour un nombre d'évaluations de 8400 points, pour un même run de la résolution du problème NUCOP qui sera décrit dans la partie suivante. On fait figurer dans le tableau 7.4 le nombre de points contenus pour chaque valeur de ϵ . Comme le montrent les figures 7.9 et 7.10, qui présentent l'erreur absolue moyenne sur 10 runs en fonction du nombre d'évaluations écoulées sur le run, plus ϵ est élevé et plus la variance du méta-modèle est réduite. Cette réduction est cohérente étant donné qu'avec plus de points dans la base de donnée la statistique du modèle est plus robuste *a priori*.
4. On procède au calcul donné en (7.37) pour chaque sous-variable x_i , avec $i \in [1, D]$, et on crée

un vecteur de coefficients moyens $\bar{\omega}$ tel que :

$$\bar{\omega} = \left[\frac{1}{\#\mathcal{E}_1 - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_1 - 1} |\hat{\omega}_{1u}|, \frac{1}{\#\mathcal{E}_2 - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_2 - 1} |\hat{\omega}_{2u}|, \dots, \frac{1}{\#\mathcal{E}_D - 1} \sum_{u=1}^{\#\mathcal{E}_D - 1} |\hat{\omega}_{Du}| \right]. \quad (7.39)$$

On construit ensuite à partir de $\bar{\omega}$ un vecteur normalisé, qu'on note \tilde{P} , et qu'on assimile à un vecteur de probabilités :

$$\tilde{P} = \left[\frac{1}{\sum_u^D \bar{\omega}_u} \bar{\omega}_1, \frac{1}{\sum_u^D \bar{\omega}_u} \bar{\omega}_2, \dots, \frac{1}{\sum_u^D \bar{\omega}_u} \bar{\omega}_D \right]. \quad (7.40)$$

- La prochaine étape consiste à utiliser \tilde{P} , qui porte l'information du *poids* de chaque variable (voir partie 7.3), pour adapter le vecteur P implémenté dans MOEA/D-AMOW et qui contient tous les taux de mutation P_i associé à chaque sous-variable x_i (algorithme 9, ligne 10). Pour cela, on pose un paramètre de taux d'apprentissage l et on effectue la transformation suivante, écrite avec une convention algorithmique :

$$P \leftarrow \left[(1-l)P_1 + l\tilde{P}_1, (1-l)P_2 + l\tilde{P}_2, \dots, (1-l)P_D + l\tilde{P}_D \right]. \quad (7.41)$$

Les M évaluations suivantes sont conduites avec ce nouveau vecteur P de taux de mutation. Ce point achève la description détaillée de l'adaptation de l'opérateur de mutation.

Le problème d'optimisation étudié dans le cadre de cette thèse est multi-objectifs. Le protocole décrit ci-dessus est donc en réalité réalisé deux fois : un premier méta-modèle est construit pour approcher la fonction de fitness f_1 du premier critère, et un deuxième méta-modèle est établi pour l'autre critère f_2 . Au final, comme l'algorithme MOEA/D-AMOW ne comporte qu'un seul vecteur de taux de mutation P , nous choisissons la convention qui consiste à adapter P en prenant la moyenne des deux vecteurs \tilde{P}_{i,f_1} et \tilde{P}_{i,f_2} . Autrement dit, on reprend l'équation (7.41) de sorte que :

$$P \leftarrow \left[(1-l)P_1 + l \frac{\tilde{P}_{1,f_1} + \tilde{P}_{1,f_2}}{2}, (1-l)P_2 + l \frac{\tilde{P}_{2,f_1} + \tilde{P}_{2,f_2}}{2}, \dots, (1-l)P_D + l \frac{\tilde{P}_{D,f_1} + \tilde{P}_{D,f_2}}{2} \right]. \quad (7.42)$$

Table 7.4 – Nombre de points de la base d'apprentissage en fonction de la valeur de ϵ pour le problème NUCOP (les points sont ceux de la figure 7.8).

ϵ	Nombre de points dans $S_{\text{dominants}}$
0	14
0.05	983
0.1	1644
0.2	3066

Il est guère étonnant que la précision du modèle de décomposition en séries de Walsh approche celle de l'arbre de décision, construit avec les options par défaut de la bibliothèque Scikit-Learn. En effet, comme le décrit par exemple [JSD01], la décomposition du type de celle de l'équation 7.9 où les termes de la série sont triés dans l'*ordre naturel* (cf. [Bea75] pour une description analytique de ce tri) aboutit à une séquence binaire qui peut s'assimiler au résultat d'un arbre dont chaque niveau est associé à une sous-variable, et où chaque nœud se déploie en deux branche : $W_k = 0$ ou $W_k = 1$.

La régression d'un modèle de forêt d'arbres (Random Forest) est systématiquement celle qui approche le mieux l'un et l'autre des objectifs, et ce quelle que soit la valeur de ϵ (sauf pour $\epsilon = 0$ qui ne permet pas de construire une base d'apprentissage suffisamment riche pour construire des modèles adaptés, manifestement). Pour autant, l'utilisation d'un modèle de forêts d'arbres pêche par son explicabilité et son interprétabilité physique rend difficile l'interprétation du modèle *a posteriori* puisqu'il s'agit d'une méthode boîte noire. Notre stratégie d'adaptation de l'opérateur de mutation reposant sur ce principe, nous écartons l'utilisation d'une régression Random Forest pour ce travail.

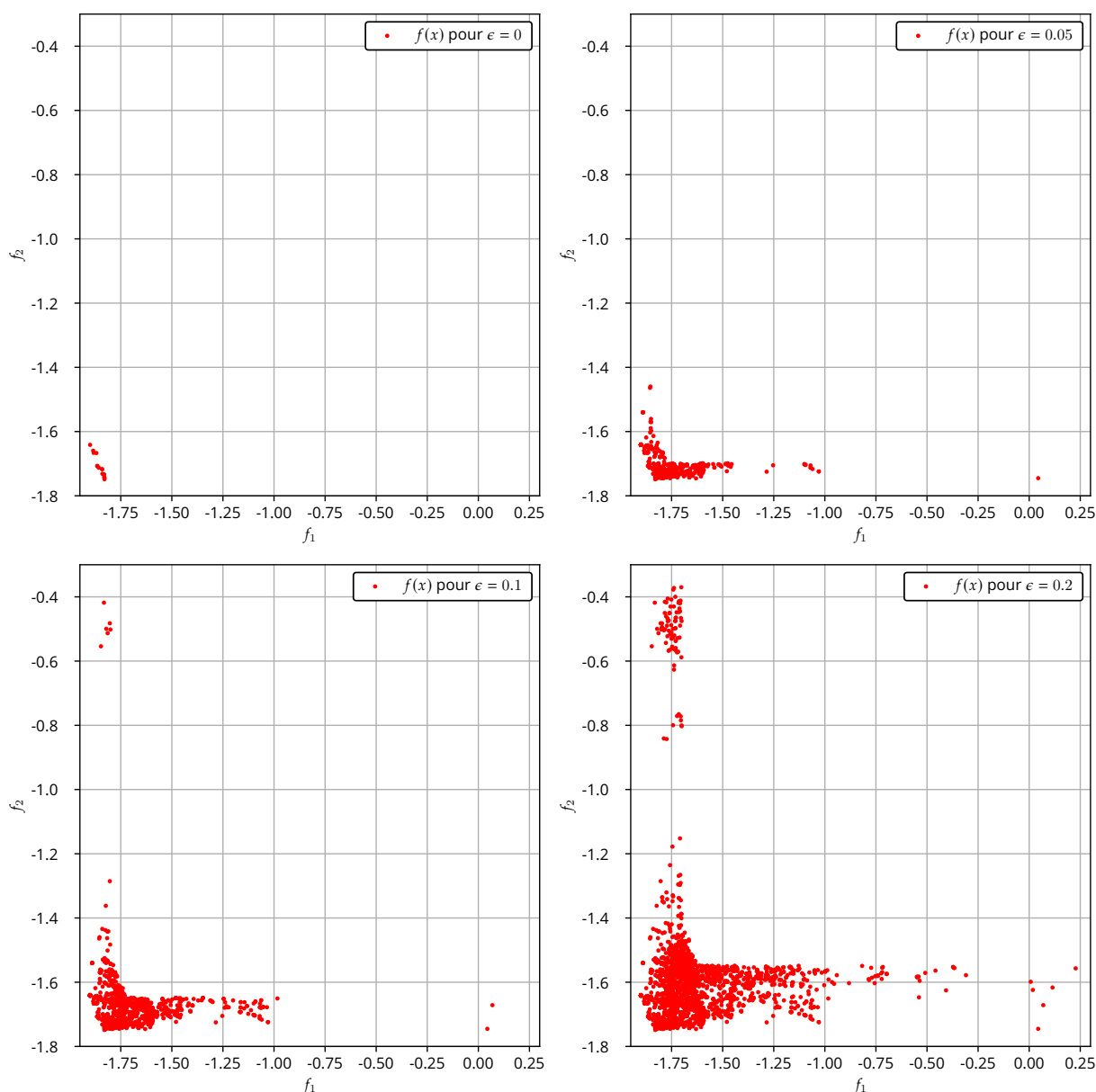


Figure 7.8 – Points de la base d'apprentissage dans l'espace objectif pour différentes valeurs de ϵ . Les points du cas $\epsilon = 0$ (en haut à gauche) correspondent aux solutions non dominées : c'est une approximation du front de Pareto.

En revanche, elle pourrait être adaptée pour remplacer la fonction bi-objectifs du problème dans le cadre d'un autre type d'assistance par méta-modèle.

7.3.4 Le problème NUCOP

Les travaux sur l'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires antérieurs à cette thèse ont permis d'optimiser les paramètres du mode de pilotage d'un réacteur nucléaire pour différents avancements du cycle combustible, de sorte à optimiser le pilotage sur le cycle complet. Cependant, ils ont été limités à l'étude d'un transitoire de suivi de charge particulier, à savoir un créneau de puissance de palier bas égal à 30% de la puissance nominale du réacteur pendant 6 heures, avant un retour en régime de base pendant 6 heures. La travail effectué au cours de cette thèse s'attache à étendre les résultats de ces études pour répondre à la problématique suivante : dans le cadre de la réalisation d'un transitoire de suivi de charge à l'échelle du parc nécessitant l'implication de plusieurs réacteurs en mode suivi de charge, existe-t-il une optimisation conjointe du choix

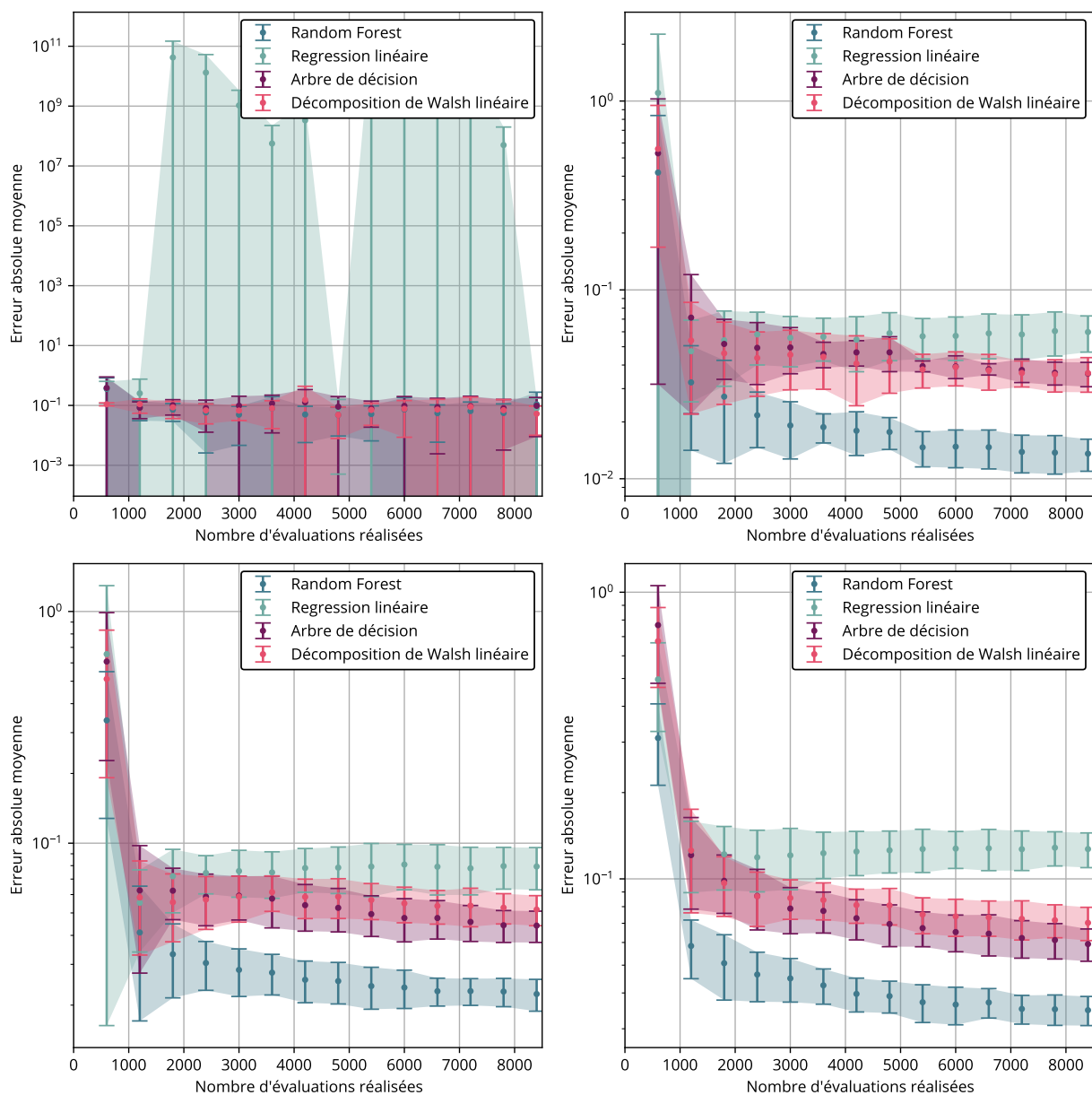


Figure 7.9 – Erreur absolue moyenne entre quatre méta-modèles (Random Forest, régression linéaire, arbre de décision simple et décomposition de Walsh à l'ordre 1) et leur variance de l'objectif f_1 du problème NUCOP (volume d'effluents) sur les 10 runs en fonction du nombre d'évaluations réalisées. Chaque graphe est respectivement issu de la base d'apprentissage $S_{\text{dominants}}$ construite avec les valeurs ε à l'image de celles sur la figure 7.8. La base de test est ici composée de 10 % du total des points que contient $S_{\text{dominants}}$.

de la distribution de ce transitoire sur les unités à disposition et de leur mode de pilotage? Nous baptisons ce problème le NUCOP, pour **N**uclear **U**nit **C**ommitment **O**ptimization **P**roblem.

7.3.4.1 Espace de recherche

Nous considérerons que :

- le transitoire *flotte* exploré est un créneau simple avec un palier bas d'une durée de 6 heures à 50% de la puissance cumulée des réacteurs du couple. Comme le montre la figure 7.11, nous divisons les créneaux des profils de charge distribués en deux zones : la zone 1 correspond

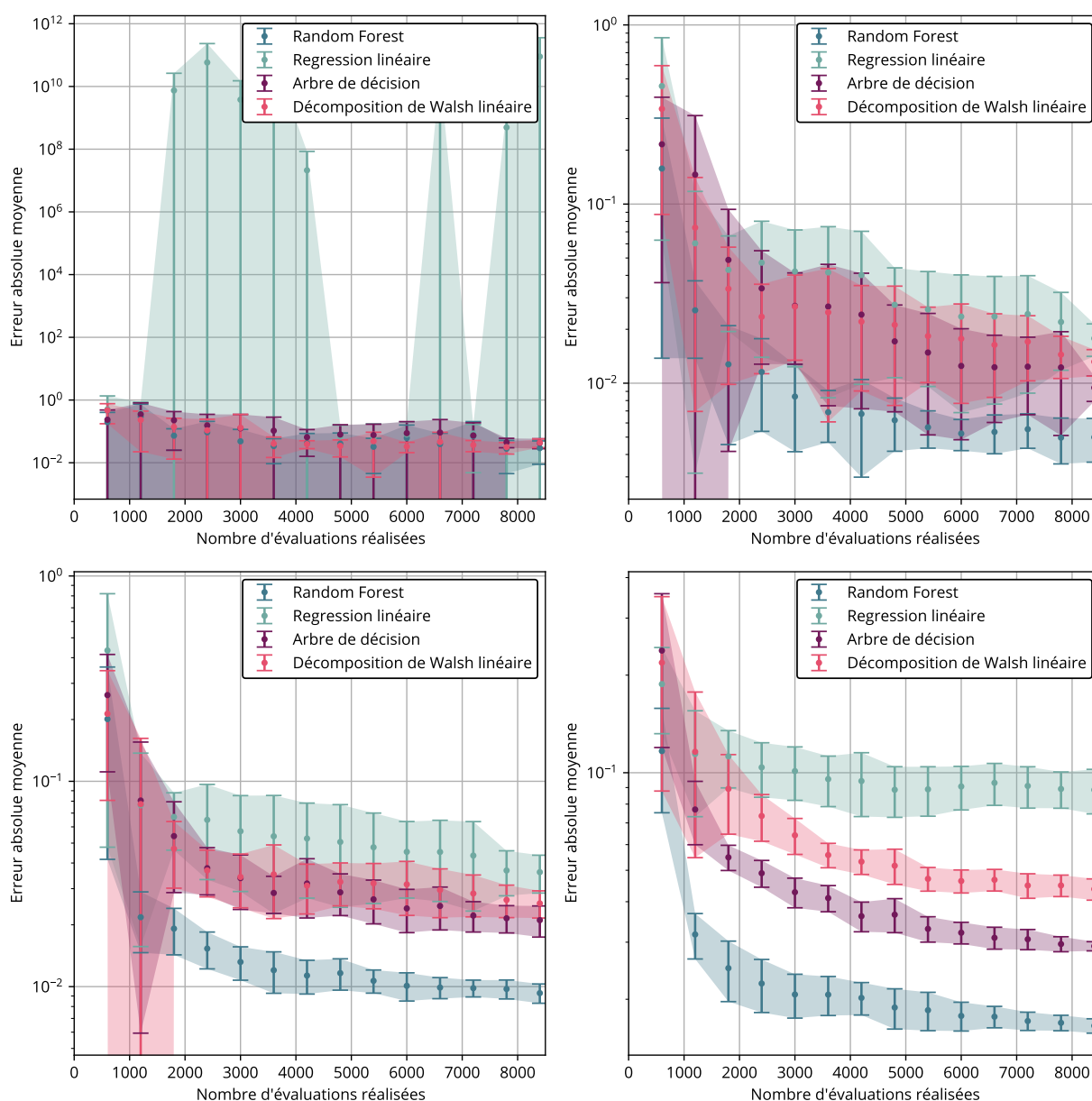


Figure 7.10 – Erreur absolue moyenne entre quatre méta-modèles (Random Forest, régression linéaire, arbre de décision simple et décomposition de Walsh à l'ordre 1) et leur variance sur l'objectif f_2 du problème NUCOP (déséquilibre axial de puissance) sur les 10 runs en fonction du nombre d'évaluations réalisées. Chaque graphe est respectivement issu de la base d'apprentissage $S_{\text{dominants}}$ construite avec les valeurs ϵ à l'image de celles sur la figure 7.8. La base de test est ici composée de 10 % du total des points que contient $S_{\text{dominants}}$.

aux trois premières heures passées sur le palier bas de puissance, et la zone 2 correspond aux trois heures suivantes. Cette division a pour but d'analyser s'il existe des solutions Pareto optimales pour lesquelles un réacteur moins manœuvrant participant au suivi de la charge du couple privilégie une reprise de charge dès la fin de la zone 1, quitte à laisser l'autre réacteur « assumer » une baisse de puissance entre la zone 1 et la zone 2.

- nous utilisons un couple de réacteurs P4/P'4 dont l'un est en début de cycle combustible, l'autre est en milieu de cycle.
- Les rampes de variation de puissance sont prises les plus raides possibles, à savoir de 5% de la puissance nominale du réacteur par minute en valeur absolue.

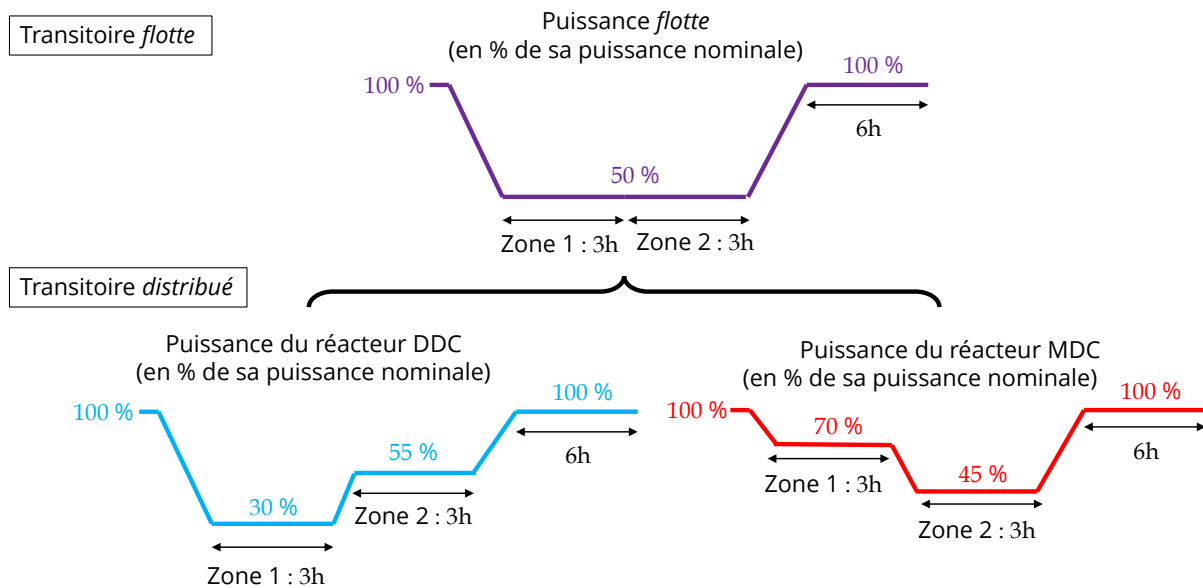


Figure 7.11 – Schéma de la distribution du transitoire *flotte* dans le problème NUCOP. Toutes les pentes des rampes de puissance sont, en valeur absolue, égales de 5% par minute.

L'espace de recherche du NUCOP reprend les mêmes variables numériques associées aux barres de contrôle que dans le chapitre précédent (tableau 6.1), avec en plus deux variables catégorielles d_1 et d_2 qui indexent le dispatch du transitoire demandé par le parc. Nous résumons chacune de ces variables dans le tableau 7.5.

Table 7.5 – Espace de recherche pour le problème de l'engagement de deux réacteurs de palier P4/P'4 pour la réalisation d'un transitoire de suivi de charge.

Variable	Ensemble	Unité
r_1 (voir figure 2.18)	$\mathcal{E}_1 = [0, 255]$	Pas
r_2 (voir figure 2.18)	$\mathcal{E}_2 = [0, 255]$	Pas
b (largeur de la bande de manœuvre du GRT)	$\mathcal{E}_3 = [7, 118]$	Pas
d_1 (indice du <i>dispatch</i> de la zone 1)	$\mathcal{E}_4 = [0, 40]$	-
d_2 (indice du <i>dispatch</i> de la zone 2)	$\mathcal{E}_5 = [0, 40]$	-

Les valeurs prises par d_1 et d_2 au sein de leur intervalle d'évolution respectif sont telles que :

- le minimum $d_1 = 0$ correspond au *dispatch* dans lequel le réacteur en début de cycle atteint le palier bas minimal autorisé de 30% PN dans la zone 1. Le respect du transitoire *flotte* impose ainsi que le réacteur en milieu de cycle effectue une baisse de charge à 70% PN dans la même zone. C'est la situation représentée sur la figure 7.11 ;
- le maximum $d_1 = 40$ correspond au contraire du point précédent : dans ce cas-là, c'est le réacteur en milieu de cycle qui effectue une baisse de charge à 30% PN dans la zone 1, alors que le réacteur en début de cycle se rend au palier de 70% PN ;
- le raisonnement est analogue aux deux points ci-dessus pour la zone 2 ;
- les intervalles d'évolution \mathcal{E}_4 et \mathcal{E}_5 sont tous les deux centrés sur la solution d'équirépartition du dispatch. Autrement dit, la valeur $d_1 = 20$ signifie que les deux réacteurs se rendent au palier 50% PN en zone 1. De même, ils se rendent à ce palier en zone 2 si $d_2 = 20$.

7.3.4.2 Fonction objectif

La fonction bi-objectifs doit rendre compte de critères d'optimisation du pilotage non pas d'un seul réacteur nucléaire, mais d'un couple de réacteurs. On propose donc d'adopter des métriques euclidiennes dont la minimisation entraîne :

- une réduction de la quantité absolue d'effluents liquides générés au cours d'un transitoire de suivi de charge. En effet, une éventuelle application de nos travaux auprès de l'industriel pourrait permettre, en utilisant ce critère de minimisation, de réduire le remplissage des réservoirs de stockage d'effluents que partagent les réacteurs d'un même CNPE. La première composante de f est donc :

$$f_1(r_1, r_2, b, d_1, d_2) = \sqrt{V_{\text{DDC}}^2 + V_{\text{MDC}}^2}. \quad (7.43)$$

- une réduction du temps passé cumulé avec un écart du déséquilibre axial de puissance par rapport à la droite de référence respective des réacteurs :

$$f_2(r_1, r_2, b, d_1, d_2) = \sqrt{\left(\int \Delta \mathcal{I}_{\text{DDC}}\right)^2 + \left(\int \Delta \mathcal{I}_{\text{MDC}}\right)^2}. \quad (7.44)$$

Au final, la fonction bi-objectifs complète s'écrit :

$$f: \mathcal{E}_1 \times \mathcal{E}_2 \times \mathcal{E}_3 \times \mathcal{E}_4 \times \mathcal{E}_5 \rightarrow \mathbb{R}^3 \quad (7.45)$$

$$(r_1, r_2, b, d_1, d_2) \mapsto f(x) = \left(\frac{f_1(r_1, r_2, b, d_1, d_2) - \mu_{f_1}}{\sigma_{f_1}}, \frac{f_2(r_1, r_2, b, d_1, d_2) - \mu_{f_2}}{\sigma_{f_2}} \right).$$

avec μ_{f_1} , μ_{f_2} , σ_{f_1} et σ_{f_2} les moyennes et écart-types des deux objectifs respectivement. Cette normalisation permet de centrer la distribution des points dans l'espace objectif et, une fois le problème multi-objectifs décomposé en de nombreuses directions, d'éviter de privilégier une direction par rapport à une autre. On présente en figure 7.12 les valeurs dans l'espace objectif d'un calcul d'échantillonnage par hypercube latin de 5000 éléments de l'espace de recherche, avant normalisation (chaque point est donc d'abscisse $f_1(x)$ et d'ordonnée $f_2(x)$).

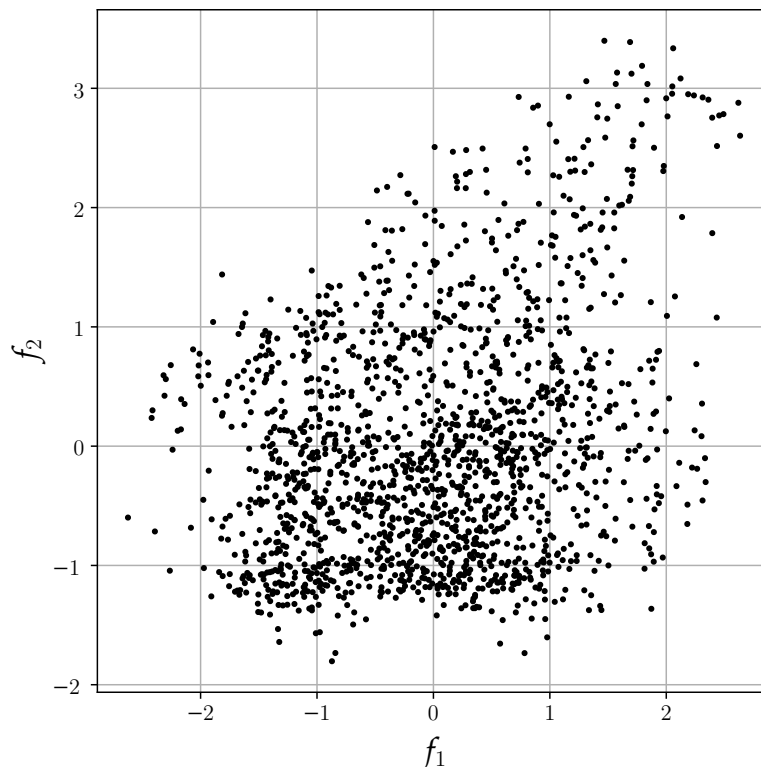


Figure 7.12 – Points dans l'espace objectif du NUCOP issus d'un échantillonnage de 5000 points dans l'espace de recherche par la méthode de l'hypercube latin.

7.3.5 Résultats expérimentaux

La résolution du problème NUCOP a été réalisée sur 20 runs en tout : 10 runs ont été réalisés à l'aide de l'algorithme MOEA/D asynchrone sans adaptation de l'opérateur de mutation (appelé MOEA/D-FMO, pour **Fixed Mutation Operator**), et 10 autres runs ont été obtenus avec MOEA/D-AMOW (algorithmes 7, 8, 9 et 6), en partant des mêmes populations initiales afin de mener la comparaison avec MOEA/D-FMO. Les calculs ont été réalisés à l'aide de processeurs CPU Intel Skylake AVX-512 2.7GHz du Très Grand Centre de Calcul du CEA (TGCC), dans le cadre de la campagne d'allocation de ressource A13 du Genci [Gra]. Pour chaque run, 600 processeurs sont déployés et fonctionnent avec une architecture massivement parallèle et asynchrone comme nous l'évoquons dans la partie précédente.

Chaque run consiste à évaluer 9000 solutions de l'espace de recherche. Avec 599 processeurs ouvriers, on compte donc environ 15 mutations par processeur, qui se déclenche à chaque fois qu'un ouvrier retourne la valeur d'une solution au maître. Nous énumérons les paramètres des algorithmes MOEA/D dans le tableau 7.6.

Table 7.6 – Paramètres des algorithmes MOEA/D-FMO et MOEA/D-AMOW résolvant le problème du NUCOP.

Paramètre	Définition	Valeur
En commun MOEA/D-FMO et MOEA/D-AMOW		
n_{max}	Nombre d'évaluations par run	9000
N_{proc}	Nombre de processeurs	600
N	Nombre de directions	200
T	Taille du voisinage des directions	200
Pour MOEA/D-AMOW		
M_{dep}	Nombre d'évaluations avant l'adaptation	600
M	Nombre d'évaluations entre deux adaptations	600
ϵ	Marge pour la construction de $S_{dominants}$	0.1
P	Vecteur de taux de mutation	Taux variables

7.3.5.1 Comparaison des approximations des fronts de Pareto

Nous présentons en figure 7.13 les fronts de Pareto finaux obtenus à l'issue des 20 runs d'essais de la résolution du NUCOP. Les points bleus correspondent à l'usage de la méthode à taux de mutation fixe (MOEA/D-FMO), et les points rouges à celui de la méthode pourvu de l'opérateur de mutation adaptatif (MOEA/D-AMOW). De manière générale, il semble que la méthode adaptative n'aboutisse pas à un gain substantiel de la performance de la recherche des solutions Pareto optimales; ainsi, les fronts de Pareto sont globalement proches l'un de l'autre. Nous notons toutefois un décrochage du front aux faibles valeurs de f_2 , mais le nombre de points décrochés ne permet pas d'établir de manière certaine que la méthode MOEA/D-AMOW est supérieure à MOEA/D-FMO, au vu du faible nombre de points sur lesquels se base cette discussion. Pour autant, en ne retenant que les meilleurs points de tous les runs cumulés d'une même méthode (figure 7.14), il apparaît que la majorité des solutions non dominées parmi tous les fronts obtenus est issue de runs utilisant la méthode adaptative (une seule solution évaluée avec MOEA/D-FMO est non-dominée, celle positionnée en $f_2 \approx -1.60$). Ces résultats nous invitent à penser que l'adaptation de l'opérateur de mutation à l'aide d'une décomposition en série de Walsh de la fonction objectif est prometteuse en tant que méthode d'assistance à un algorithme MOEA/D asynchrone.

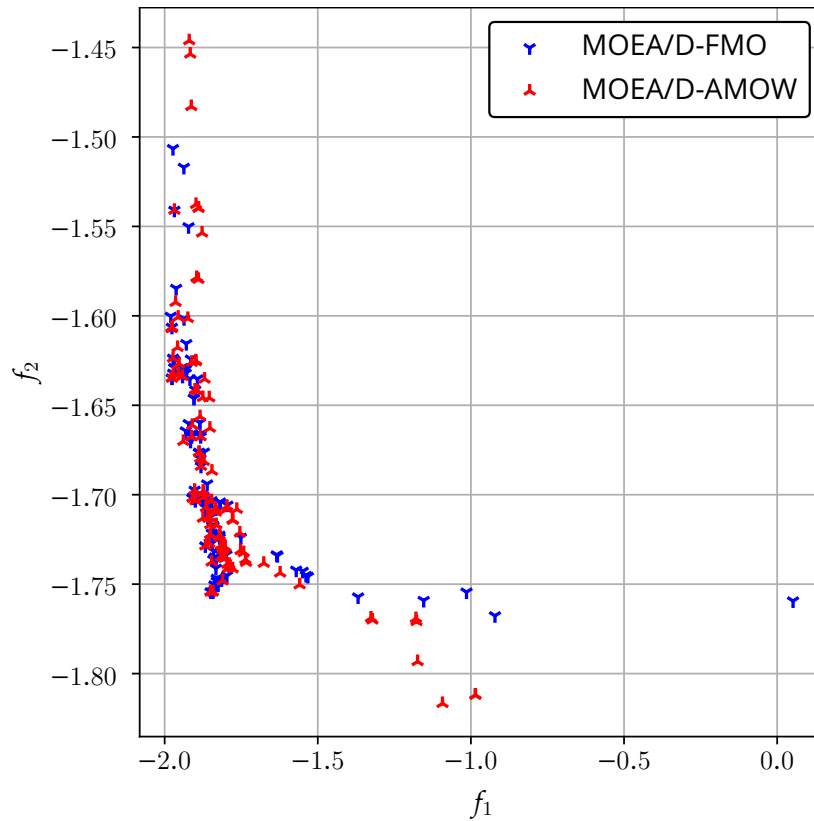


Figure 7.13 – Superposition des populations Pareto optimales issues de 10 exécutions de chaque algorithme pour la résolution du NUCOP réalisées avec les paramètres du tableau 7.6.

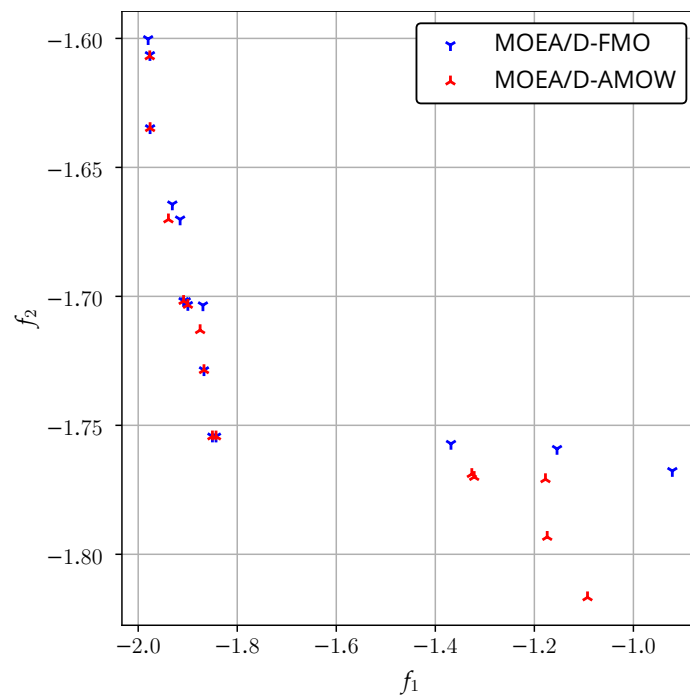


Figure 7.14 – Approximation des front de Pareto des solutions non dominées parmi celles tracées sur la figure 7.13 ci-dessus, pour chaque méthode.

7.3.5.2 Analyse des taux de mutation adaptés

Nous traçons en figure 7.15 et 7.16 l'évolution de chaque coordonnée \bar{w}_i non normalisée (cf. équation (7.40)).

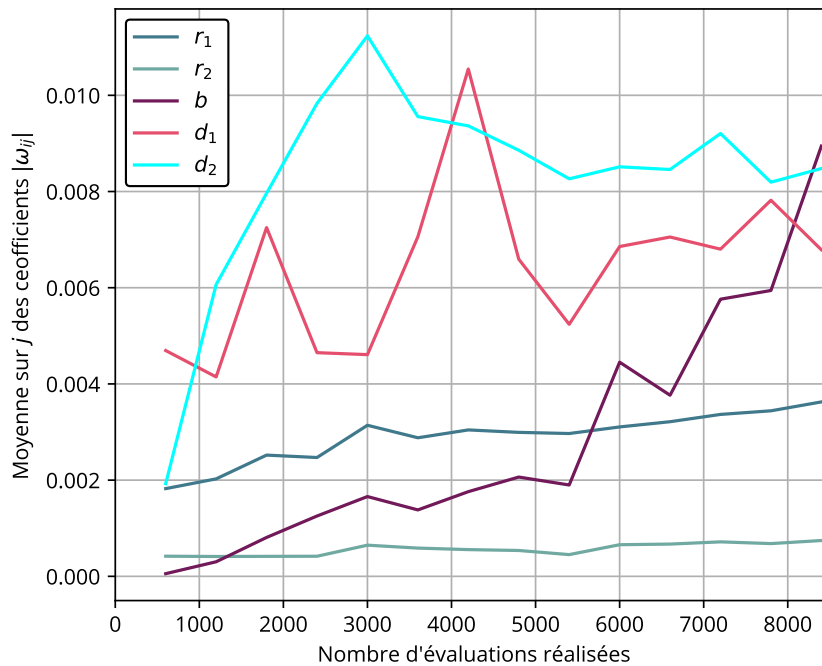


Figure 7.15 – Coefficients de Walsh de la décomposition de f_1 moyennés sur les 10 runs obtenus avec l'algorithme MOEA/D-AMOW en fonction du nombre d'évaluations réalisées lors de la progression du run. Chaque courbe correspond à une variable i du problème NUCOP, et on construit la droite en moyennant sur j les coefficients de la famille (ω_{ij}) .

Sur la base de ces résultats, il semble que les termes de la décomposition de Walsh liés aux paramètres de dispatch d_1 et d_2 ont des coefficients de Walsh supérieurs aux autres en valeurs absolues, pour les deux objectifs du NUCOP. Au contraire, les paramètres liés aux recouvrements des groupes sont moins significatifs; la mutation de ces paramètres sera donc progressivement moins courante au fur et à mesure des processus d'adaptation de l'opérateur de mutation.

Certaines dynamiques se dégagent de ces mêmes graphes. Pour l'objectif f_1 correspond au critère des effluents, on observe ainsi une remontée progressive de la moyenne du coefficient de Walsh associé à la variable b , celle de la largeur de bande de manœuvre du GRT. Cette remontée n'est pas visible pour l'objectif f_2 . De même, on remarque une soudaine remontée du poids des coefficients associés à r_2 pour la décomposition de l'objectif f_2 , qui correspond au critère d'axial offset de puissance. Nous n'avons pas pu dégager d'explications physiques à ces dynamiques; cependant, il faut souligner qu'elle existe probablement, puisque toutes les courbes ont été construites sur la base de 10 runs de simulations. L'étude devra être poussée avec plus de détails sur le signe pris par les coefficients, et vérifier s'il existe des interactions entre variables.

Nous traçons en figure 7.17 l'évolution des taux de mutation associés à chaque variable de l'espace de recherche du NUCOP. Dès le début des runs, on observe une chute progressive des taux associés aux variables ayant trait au recouvrement du groupe G2 par rapport à N1 et de la largeur de la bande de manœuvre, et ce jusqu'à la fin des simulations. De même, le dernier paramètre de barre r_1 rejoint cette tendance après avoir été dans le sens d'une augmentation des taux sur les deux premières adaptations de l'opérateur de mutation. Au contraire, les taux de mutation des variables affiliées à la construction du profil du transitoire de suivi de charge augmentent dès le

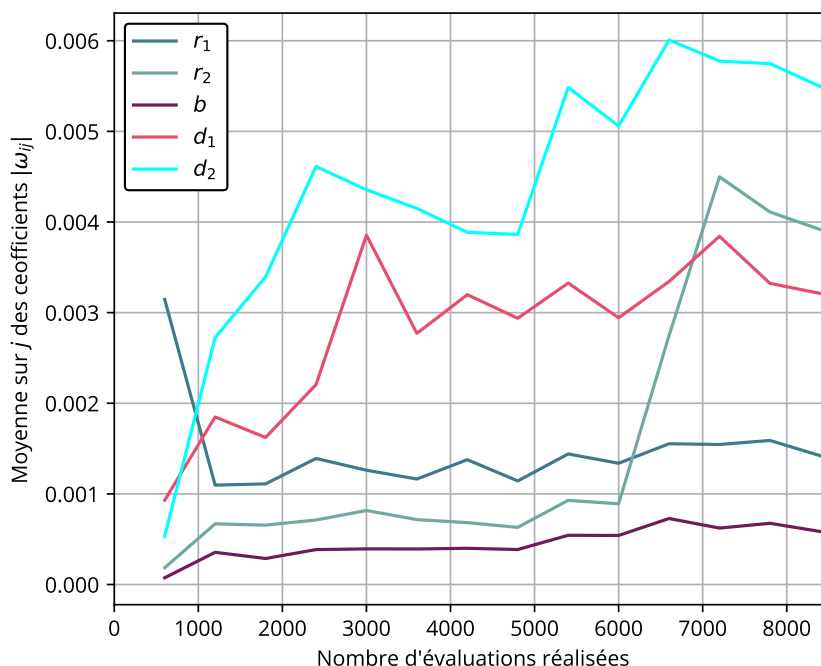


Figure 7.16 – Coefficients de Walsh de la décomposition de f_2 moyennés sur les 10 runs obtenus avec l'algorithme MOEA/D-AMOW en fonction du nombre d'évaluations réalisées lors de la progression du run. Chaque courbe correspond à une variable i du problème NUCOP, et on construit la droite en moyennant sur j les coefficients de la famille (ω_{ij}) .

début des runs, avec un décrochage plus marqué de d_2 qui correspond au dispatch de la deuxième zone du palier bas. En clair, il apparaît que l'algorithme MOEA/D-AMOW se désintéresse progressivement des mutations de paramètres de barres r_1 , r_2 et b au profit de mutations des paramètres de distribution d_1 et d_2 du transitoire réalisé par le couple de réacteurs.

À notre sens, ce résultat corrobore les observations soulevées dans le chapitre précédent à l'issue de l'analyse des solutions Pareto optimales optimisant le mode de pilotage actuel. En effet, nous avons constaté que la distribution du paramètre de la largeur de la bande de manœuvre du GRT était très étalée sur une large gamme de son intervalle d'évolution : au-delà d'un certain seuil, augmenter la marge d'insertion du GRT devient inutile puisque qu'il n'est pas appelé à s'insérer trop profondément en tant que correcteur de dérive d'axial offset ou d'écart à la température de référence de l'eau primaire. Dit autrement, toute autre variable du problème égale par ailleurs, il existe une part non négligeable de l'intervalle \mathcal{E}_3 dont les éléments b n'apportent aucune variation de $f(x)$.

Si les expériences réalisées ne permettent pas de garantir que l'utilisation de la méthode adaptative apporte un gain de convergence certain sur l'approximation du Front de Pareto vers le front de Pareto théorique du problème NUCOP, elles montrent toutefois que la modification de l'opérateur de mutation n'a pas dégradé la phase d'exploitation de la recherche. Autrement dit, en conduisant une analyse du paysage de fitness *en ligne* autour des meilleures solutions trouvées jusqu'à l'itération courante, la méthode adaptative a permis de réduire le taux de mutations des variables peu influentes sur la variation des objectifs sans perdre en capacité de convergence.

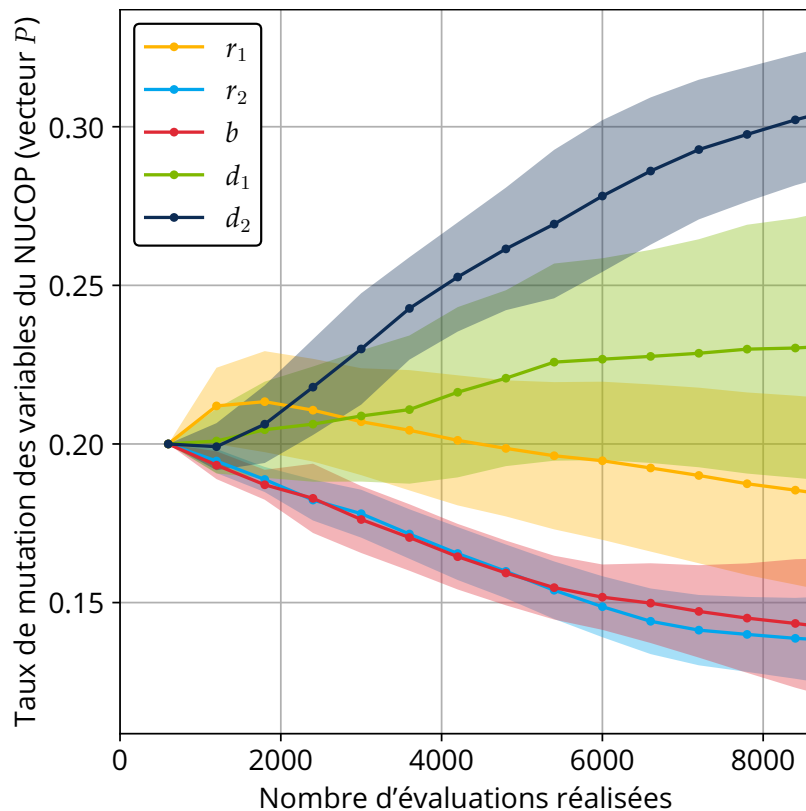


Figure 7.17 – Évolution des taux de mutation de chaque variable du problème NUCOP lors d'une résolution par la méthode MOEA/D-AMOW.

7.4 Conclusions

Dans ce chapitre, nous avons construit un méta-modèle de la fonction objectif d'un nouveau problème d'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires, basé sur une décomposition de celle-ci dans la base des fonctions de Walsh. Nous avons développé analytiquement le cadre d'une nouvelle méthode d'assistance d'un algorithme MOEA/D pour modifier l'opérateur de mutation grâce à ce méta-modèle, qui rend possible l'interprétation de la sensibilité des objectifs à chacune des variables de l'espace de recherche. Si la comparaison d'une méthode à taux de mutation fixes et adaptée présentent des performances similaires, la méthode adaptative a permis d'ouvrir des perspectives prometteuses sur la réduction *en ligne* de l'espace de recherche d'un problème d'optimisation caractérisé par une fonction objectif très chère en terme de ressources informatiques. Ce travail nécessite donc davantage d'investigations et de développements pour juger de la qualité de de type d'assistance.

Une des perspectives de ce travail est de pouvoir utiliser l'algorithme MOEA/D-AMOW sur des fonctions *benchmark* définies sur plusieurs paramètres présentant des interactions entre elles, comme c'est le cas pour le problème NUCOP. On pourra ainsi juger de la fiabilité du modèle en faisant varier les valeurs du taux d'apprentissage, du nombre d'adaptation par runs, ou de l'ordre de la décomposition de Walsh. Des études non conclusives ont été menées en testant la méthode adaptative avec une décomposition de Walsh tenant compte des termes quadratiques, et ce afin d'étudier si la prise en compte des interactions entre variables pouvait accroître le gain en performance de l'optimisation. Ces études nécessitent toutefois un travail analytique supplémentaire, à l'image de celui que nous avons réalisé dans la première partie de ce chapitre. Enfin, ce travail propose des approches pour l'explicabilité de l'optimisation. Dans le processus d'optimisation, en plus de l'approximation du front de Pareto, un modèle de dépendance entre variables permet d'expliquer en partie le système du point de vue des critères à optimiser.

Chapitre 8

Conclusion générale et perspectives

Le pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée repose essentiellement sur la capacité d'un opérateur à contrôler le comportement du cœur aux moyens d'actions correctrices, au moyen des barres de contrôle ou de la concentration en bore du circuit primaire. Actuellement, le suivi de la charge du réseau est maîtrisé en respectant les marges de sûreté fixées par les règles techniques d'exploitation du parc. Cependant la modification attendue du mix de production électrique dans le cadre d'une politique de transition énergétique, associée à des contraintes climatiques sur la capacité de refroidissement des réacteurs en bord de fleuve, pourraient perturber la gestion actuelle du parc. Dans ce cadre, dégager des gains de flexibilité sur la conduite des réacteurs nucléaires en mode suivi de charge est un enjeu majeur pour soutenir le développement massif des sources d'énergie renouvelables tout en palliant les effets d'intermittence qui fragilisent la stabilité du réseau électrique.

Dans cette thèse, nous nous sommes attachés à étudier l'optimisation du pilotage des réacteurs nucléaires à eau pressurisée en enrichissant le corpus de résultats déjà pointés par des travaux du CEA ou de la littérature internationale. En particulier, si ces travaux ont montré que le mode de pilotage G typique des réacteurs du palier P4/P'4 pouvait être modifié en fonction de l'usure du combustible, nous avons contribué à analyser comment la distribution d'un transitoire de *flotte* de réacteurs pouvait être réparti sur un couple de réacteurs de manière à minimiser la génération absolue d'effluents liquides tout en optimisant la stabilité des réacteurs. Les contributions de ce travail sont les suivantes :

1. d'abord, nous avons repris la modélisation des cœurs et des réflecteurs pour mener des calculs de cycle à l'équilibre qui tiennent compte de la remontée progressive du groupe de régulation de température. À la suite de ce travail, nous avons obtenu des cartes du burnup radiales et axiales typiques d'un véritable cœur en exploitation. De plus, dans le but d'enrichir les perspectives d'étude de simulations de pilotage, nous avons réalisé la modélisation d'un cœur de réacteur du palier CPY en gestion Parité MOX, qui sont équipés du mode de pilotage G et donc mis à contribution pour le suivi de la charge du réseau. Pour cela, nous avons effectué un calcul à l'échelle du réseau en milieu homogène infini à l'aide du code APOLLO2® pour se doter d'un jeu de sections efficaces homogénéisées et condensées à deux groupes d'énergie, puis nous avons entrepris le calcul des coefficients des réflecteurs équivalents radiaux et axiaux à l'aide du même code. L'utilisation du simulateur sur le modèle du cœur en gestion Parité MOX a été rendue possible après un calcul de cycle à l'équilibre pour obtenir une distribution stable de l'épuisement du combustible au sein du cœur.
2. Nous avons développé un nouvel opérateur de pilotage, ALGO, qui a montré un gain significatif sur l'efficacité de la gestion de l'axial offset de puissance au cours d'un transitoire de suivi de charge. Cet opérateur optimise à la fois l'usage des barres en charge de réguler la température, mais aussi l'ajustement du bore dans le circuit primaire ; il tire pleinement parti des fonctionnalités du code multi-physiques APOLLO3® en effectuant des calculs à barre et bore critique à chaque pas de temps du transitoire.
3. Nous avons modélisé l'ensemble de la boucle système et du circuit de refroidissement typique d'un réacteur du palier P4/P'4. Le simulateur de pilotage bénéficie ainsi d'une loi du rendement qui dépend de la température de la source froide (et du débit de circulation de l'eau dans

les tubes, même si cette donnée est *a priori* maintenue fixe par une pompe en amont du condenseur). Cette loi du rendement influence le pilotage, dans la mesure où la puissance cœur est différente pour des conditions climatiques distinctes. Ce travail a permis de mettre en exergue les contraintes d'un réchauffement des rivières à la fois sur le rendement des centrales, et par conséquent sur la quantité de rejets thermiques produits par les réacteurs.

4. Nous avons développé un algorithme d'optimisation MOEA/D-VPA (MOEA/D à poids adaptatifs) pour la résolution d'un problème d'optimisation du pilotage d'un couple de réacteurs. Ces deux réacteurs suivaient des profils de charge distincts résultant d'une distribution fixée d'un transitoire *flotte*, en plus d'avoir leur cœur à des états d'épuisement distincts. Sur le plan de la science de l'optimisation, ce travail remplit avec succès les promesses d'une application industrielle d'une méthode évolutionnaire adaptative, dont la performance était connue sur des fonctions *benchmark* multi-objectifs mais rarement déployée sur des problèmes plus complexes. En ce qui concerne le volet de physique des réacteurs, nous avons montré que la minimisation des effluents liquides et du déséquilibre axial des réacteurs allaient toutes les deux dans le sens d'une augmentation de la marge accordée au GRT pour se mouvoir dans le cœur, ce qui s'oppose aux conclusions émises dans le cadre de travaux antérieurs. Grâce à ce travail, nous avons montré que les marges d'optimisation en matière de pilotage des réacteurs reposent plus sur le modèle de pilote plutôt que sur la modification des paramètres du mode de pilotage (recouvrements, vitesse des barres, largeur de bande de manœuvre). De plus, nous montrons que la discussion sur la modification des modes de pilotage ne fait sens qu'en s'accordant sur la manière de piloter un réacteur nucléaire, au risque de trouver des leviers d'amélioration contradictoires.
5. Enfin, nous avons créé une toute nouvelle méthode d'assistance par méta-modèle d'un algorithme évolutionnaire MOEA/D. Le méta-modèle, dont la construction repose sur une décomposition de chaque objectif du problème multi-objectifs dans la base des fonctions de Walsh, s'utilise comme un outil de guidage quant à la probabilité de mutation des différentes variables de l'espace de recherche. Dans un contexte de fonction objectif très coûteuse en temps de calcul, l'objectif espéré consistait à améliorer la phase d'exploitation des simulations en maximisant le nombre de mutation de paramètres induisant les plus grandes variations des objectifs, tout en réduisant par ailleurs les mutations de variables auxquelles les objectifs sont moins sensibles. Les résultats de l'étude n'ont pas permis de conclure sur la performance de cette stratégie; en revanche, ils ont montré que cette assistance pouvait permettre de restreindre l'espace de recherche au cours d'un run, sans réduire la densité de l'approximation du front de Pareto du problème. Comme la plupart des méthodes innovantes, ce travail soulève beaucoup de perspectives d'études pour trancher sur sa pertinence dans la discipline de l'optimisation évolutionnaire.

Forts des études et des analyses effectuées, le travail de cette thèse a permis de soulever de nouvelles perspectives d'études, dont certaines ont déjà commencé à être explorée à l'aide du simulateur de pilotage ALGO au CEA Saclay :

- le choix d'attribution d'un profil de charge à un réacteur nucléaire particulier ne dépend pas seulement du burnup de son cœur, mais également de son historique de puissance; ainsi, un réacteur en début de cycle supposé très flexible peut ne pas participer au suivi de la charge du réseau s'il a fonctionné trop longtemps à basse puissance sur un historique récent (pour des questions de récupération d'un crédit quantifiant le reconditionnement des pastilles dans les gaines). Des études supplémentaires pourront être conduites dans un formalisme proche de celui que nous avons développé au chapitre 5, mais en fixant le mode de pilotage et en constituant un espace de recherche uniquement avec un jeu de variable de dispatch comme nous l'avons introduit au chapitre 6. Cependant, un travail de méta-modélisation rigoureux de l'évolution du déséquilibre axial de puissance doit être effectué. Des travaux en cours ont déjà montré des résultats prometteurs à l'aide réseaux de neurones ou de forêts d'arbres aléatoires, si bien qu'ils pourraient permettre d'évaluer la meilleure gestion possible d'un parc de plusieurs réacteurs nucléaires, quel que soit leur palier technologique.
- La modélisation du circuit système est une succession de modèles OD : une perspective intéressante consisterait à coupler le simulateur de pilotage avec un circuit système développé sous CATHARE2[®]. Cependant, la recherche en matière de modélisation fine d'un condenseur de centrale nucléaire est toujours en cours et loin d'être achevée, ce composant étant l'un des

plus difficiles à modéliser (du fait de sa géométrie complexe, et d'effets spatiaux liés à sa taille imposante).

- Comme nous l'avons évoqué précédemment, la méthode d'adaptation des taux de mutation peut être améliorée. En particulier, nous insistons sur le fait qu'une prise en compte de l'ordre quadratique de la décomposition de Walsh apporterait plus d'informations sur les interactions entre variables du problème, dont l'interprétation pourrait conduire à une meilleure adaptation de l'opérateur de mutation.

Pour conclure, cette thèse témoigne avant tout d'un travail exploratoire perfectionnable du fait des nombreuses hypothèses de simulation que nous nous sommes attachés à présenter avec le plus de clarté possible dans ce manuscrit. S'il n'a jamais été question de prétendre à modifier complètement la manière de piloter un réacteur nucléaire ou de dégager un mode de distribution clair d'un transitoire *flotte* sur un cluster de réacteurs, il a permis de montrer des trajectoires d'optimisations potentielles et de construire des modèles numériques dont l'exploitation ouvre un champ d'analyse conséquent pour des études futures.

Bibliographie

- [19a] « Données CNR des débits journaliers moyens du Rhône à la station hydrométrique de Ternay (V303 0020 01) ». *HydroPortail* (2019). url : <https://www.hydro.eaufrance.fr/stationhydro/V303002001/series>.
- [19b] *Production réalisée par groupes*. Rapp. tech. RTE, 2019.
- [19c] *Rapport environnemental annuel relatif aux installations nucléaires du Centre Nucléaire de Production d'Électricité de Flamanville*. Rapp. tech. EDF, 2019.
- [19d] *Rapport environnemental annuel relatif aux installations nucléaires du Centre Nucléaire de Production d'Électricité de Paluel*. Rapp. tech. EDF, 2019.
- [19e] *Rapport environnemental annuel relatif aux installations nucléaires du Centre Nucléaire de Production d'Électricité de Saint-Alban*. Rapp. tech. EDF, 2019.
- [20a] *Rapport environnemental annuel relatif aux installations nucléaires du Centre Nucléaire de Production d'Électricité de Paluel*. Rapp. tech. EDF, 2020.
- [20b] *Rapport environnemental annuel relatif aux installations nucléaires du Centre Nucléaire de Production d'Électricité de Penly*. Rapp. tech. EDF, 2020.
- [22] *Rapport mensuel d'hydraulicité du Rhône - juillet 2022*. Rapp. tech. Centre d'analyse comportementale des ouvrages hydrauliques, 2022.
- [23] « Do Solar Panels Work On Cloudy Days? » (2023). url : <https://www.theecoexperts.com/solar-panels/cloudy-days>.
- [98] *Genetic programming : an introduction on the automatic evolution of computer programs and its applications*. Morgan Kaufmann Publishers, Dpunkt-verlag, 1998.
- [Abr15] A. Abrias. *Note pédagogique du domaine 'Piloteage et simulation des REP'*. Rapp. tech. D4510 NT BC GTR 06 0428. EDF, 2015.
- [ABS23] M. Aafaque, A. Boker et Y. Sardahi. « Three-time scale multi-objective optimal PID control with filter design ». *Asian Journal of Control* (2023). doi : [10.1002/asjc.3060](https://doi.org/10.1002/asjc.3060).
- [ÁdA16] M. Álvarez-Fernández, L. del Portillo-Valdés et C. Alonso-Tristán. « Thermal balance of wet-steam turbines in nuclear power plants : A case study ». *Applied Thermal Engineering* 93 (2016), p. 598-605. doi : [10.1016/j.applthermaleng.2015.09.051](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2015.09.051).
- [Aki+19] T. Akiba, S. Sano, T. Yanase, T. Ohta et M. Koyama. « Optuna : A Next-Generation Hyperparameter Optimization Framework ». *Proceedings of the 25th ACM SIGKDD International Conference on Knowledge Discovery & Data Mining*. KDD '19. Association for Computing Machinery, 2019, p. 2623-2631. doi : [10.1145/3292500.3330701](https://doi.org/10.1145/3292500.3330701).
- [Als+17] F. Alsaleem, M. Tesfay, P. Arunasalam et A. Rao. « Adaptive-model predictive control of electronic expansion valves for evaporator superheat minimization ». 2017, p. 159-165. doi : [10.1109/EIT.2017.8053348](https://doi.org/10.1109/EIT.2017.8053348).
- [Alz+21] Y. Alzahrani, K. Mehboob, F. A. Abolaban et H. Younis. « Analysis of Doppler reactivity of SMART reactor core for hybrid fuel configurations of UO₂, MOX and (Th/U)O₂ using OpenMC ». *Kerntechnik* 86.3 (2021), p. 229-235. doi : [10.1515/kern-2020-0063](https://doi.org/10.1515/kern-2020-0063).
- [And+13] C. Andrieux et al. *La neutronique*. Éditions Le Moniteur, 2013.

- [AO18] W. Al-Taha et H. Osman. « Performance Analysis of a Steam Power Plant : A Case Study ». *MATEC Web of Conferences* 225 (2018), p. 05023. doi : [10.1051/mateconf/201822505023](https://doi.org/10.1051/mateconf/201822505023).
- [ÁPA14] M. Álvarez-Fernández, L. del Portillo-Valdés et C. Alonso-Tristán. « Thermal analysis of closed feedwater heaters in nuclear power plants ». *Applied Thermal Engineering* 68.1 (2014), p. 45-58. doi : [10.1016/j.applthermaleng.2014.04.006](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2014.04.006).
- [AR75] N. Ahmed et K. R. Rao. « Walsh-Hadamard Transform ». *Orthogonal Transforms for Digital Signal Processing*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 1975, p. 99-152. doi : [10.1007/978-3-642-45450-9_6](https://doi.org/10.1007/978-3-642-45450-9_6).
- [Att15] S. I. Attia. « The influence of condenser cooling water temperature on the thermal efficiency of a nuclear power plant ». *Annals of Nuclear Energy* 80 (2015), p. 371-378. doi : [10.1016/j.anucene.2015.02.023](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2015.02.023).
- [Aud22] J. Audiard. communications privées. 2022.
- [Aut22] Autorité de Sûreté Nucléaire. « Rejets thermiques des centrales nucléaires : retour d'expérience de l'été 2022 » (2022).
- [Bae+14] P. Baeten, M. Schyns, R. Fernandez, D. De Bruyn et G. Van den Eynde. « MYRRHA : A multipurpose nuclear research facility ». *EPJ Web of Conferences* 79 (2014), p. 03001. doi : [10.1051/epjconf/20137903001](https://doi.org/10.1051/epjconf/20137903001).
- [Bai+99] H. Bailly, D. Ménessier, C. Prunier et R. Dautray. *The nuclear fuel of pressurized water reactors and fast reactors : design and behaviour*. Éditions TEC & DOC/Intercept Ltd, 1999.
- [Bar+13] P. Barthelet, A. Grossetête, J. Martin et J.-L. Mourlevat. *Procédé de pilotage d'un réacteur nucléaire à eau pressurisée*. 2013.
- [Bar93] R. Barjon. *Physique des réacteurs nucléaires*. Institut des Sciences Nucléaires, 1993.
- [BB10] C. Bhattacharya et N. Banerjee. « Optimizing boiler feed water inlet temperature to maximize efficiency of steam power plant ». 2010.
- [Bea75] K. Beauchamp. *Walsh Functions and Their Applications*. Nutrition, Basic and Applied Science. Academic Press, 1975.
- [Ber+11] J. Bergstra, R. Bardenet, Y. Bengio et B. Kégl. « Algorithms for Hyper-Parameter Optimization ». *Advances in Neural Information Processing Systems*. Sous la dir. de J. Shawe-Taylor, R. Zemel, P. Bartlett, F. Pereira et K. Weinberger. T. 24. Curran Associates, Inc., 2011.
- [Ber07] P. Bernard. « French experiences and perspectives on plutonium recycling in the existing power fleet ». *Progress in Nuclear Energy* 49.8 (2007). Options for the Long-Term Management of Separated Plutonium, p. 583-588. doi : [10.1016/j.pnucene.2007.08.005](https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2007.08.005).
- [Ber99] A. Berthet. « Utilisation du plutonium dans les REP ». *Techniques de l'Ingénieur* BN3120 V1 (1999).
- [Bet80] A. D. Bethke. « Genetic algorithms as function optimizers ». Thèse de doct. University of Michigan, 1980.
- [BG70] G. Bell et S. Glasstone. *Nuclear Reactor Theory*. Van Nostrand Reinhold Company, 1970.
- [BGP92] F. Bouteille, F.-Y. Guéna et J.-F. Pététrot. « Réacteurs à eau sous pression ». *Techniques de l'Ingénieur* B3110 (1992). doi : [10.51257/a-v2-b3110](https://doi.org/10.51257/a-v2-b3110).
- [Bla+19] Blanchard, Jean-Baptiste, Damblin, Guillaume, Martinez, Jean-Marc, Arnaud, Gilles et Gaudier, Fabrice. « The Uranie platform : an open-source software for optimisation, meta-modelling and uncertainty analysis ». *EPJ Nuclear Sci. Technol.* 5 (2019), p. 4. doi : [10.1051/epjn/2018050](https://doi.org/10.1051/epjn/2018050).
- [Bou+22] C. Boudot et al. « Small Modular Reactor-based solutions to enhance grid reliability : impact of modularization of large power plants on frequency stability ». *EPJ Nuclear Sciences & Technologies* 8 (2022), p. 16. doi : [10.1051/epjn/2022015](https://doi.org/10.1051/epjn/2022015).
- [Bou07] F. Bouteille. « Le pilotage des réacteurs ». *Revue Générale du Nucléaire* 3 (2007), p. 13-15. doi : [10.1051/rgn/20073013](https://doi.org/10.1051/rgn/20073013).

- [Bow+92] C. Bowman et al. « Nuclear energy generation and waste transmutation using an accelerator-driven intense thermal neutron source ». *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment* 320.1 (1992), p. 336-367. doi : [10.1016/0168-9002\(92\)90795-6](https://doi.org/10.1016/0168-9002(92)90795-6).
- [BP18] R. Baptista et M. Poloczek. « Bayesian Optimization of Combinatorial Structures ». *Proceedings of the 35th International Conference on Machine Learning*. Sous la dir. de J. Dy et A. Krause. T. 80. Proceedings of Machine Learning Research. PMLR, 2018, p. 462-471. doi : <https://proceedings.mlr.press/v80/baptista18a.html>.
- [BR78] J. Bussac et P. Reuss. *Traité de neutronique : physique et calcul des réacteurs nucléaires avec application aux réacteurs à eau pressurisée et aux réacteurs à neutrons rapides*. Collection Enseignement des sciences. Hermann, 1978.
- [BRL22] BRLi. *Étude de l'hydrologie du fleuve Rhône sous changement climatique - Mission 1 : diagnostic actualisé de la situation hydrologique du fleuve*. 2022.
- [Bro+18] D. Brown et al. « ENDF/B-VIII.0 : The 8th Major Release of the Nuclear Reaction Data Library with CIELO-project Cross Sections, New Standards and Thermal Scattering Data ». *Nuclear Data Sheets* 148 (2018), p. 1-142. doi : <https://doi.org/10.1016/j.nds.2018.02.001>.
- [Bro76] R. Brown. « Geophysical data analysis using binary sample functions ». *Physics of the Earth and Planetary Interiors* 12.2 (1976), p. 253-267. doi : [10.1016/0031-9201\(76\)90055-8](https://doi.org/10.1016/0031-9201(76)90055-8).
- [BW85] G. Bell et A. Wazzan. « Thermal hydraulic performance of a moisture separator reheater at the 900 MWe PWR Saint Laurent Unit B1 ». *Nuclear Engineering and Design* 85.3 (1985), p. 363-372. doi : [10.1016/0029-5493\(85\)90235-3](https://doi.org/10.1016/0029-5493(85)90235-3).
- [Cha+06] M. Chadwick et al. « ENDF/B-VII.0 : Next Generation Evaluated Nuclear Data Library for Nuclear Science and Technology ». *Nuclear Data Sheets* 107.12 (2006), p. 2931-3118. doi : [10.1016/j.nds.2006.11.001](https://doi.org/10.1016/j.nds.2006.11.001).
- [Chu20] T. Chugh. « Scalarizing Functions in Bayesian Multiobjective Optimization ». *2020 IEEE Congress on Evolutionary Computation (CEC)*. 2020, p. 1-8. doi : [10.1109/CEC48606.2020.9185706](https://doi.org/10.1109/CEC48606.2020.9185706).
- [Cop+04] P. Coppolani et al. *La Chaudière des réacteurs à eau sous pression*. EDP Sciences, 2004.
- [Cor+19] L. Corona Mesa-Moles, J.-P. Argaud, A. Jardin, A. Bessy et Y. Dong. « Robust calibration of complex ThermoSysPro models using data assimilation techniques : application on the secondary system of a pressurized water reactor ». 2019, p. 553-560. doi : [10.3384/ecp19157553](https://doi.org/10.3384/ecp19157553).
- [Cos+05] M. Coste-Delclaux et al. « The spectral code Apollo2 : from lattice to 2D core calculations ». 2005. url : http://inis.iaea.org/search/search.aspx?orig_q=RN:39093560.
- [Cos06] M. Coste-Delclaux. « Modélisation du phénomène d'autoprotection dans le code de transport multigroupe APOLLO2 ». Thèse de doct. Conservatoire National des Arts et Métiers, 2006. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/38/027/38027626.pdf.
- [Cou17] F. Courtin. « Étude de l'incinération du plutonium en REP MOX sur support d'uranium enrichi avec le code de simulation dynamique du cycle CLASS ». Thèse de doct. École nationale supérieure Mines-Télécom Atlantique Bretagne - Pays de la Loire (IMT Atlantique), 2017. url : <https://theses.hal.science/tel-01668610v1/document>.
- [CS05] C.-C. Chuang et D.-C. Sue. « Performance effects of combined cycle power plant with variable condenser pressure and loading ». *Energy* 30.10 (2005), p. 1793-1801. doi : [10.1016/j.energy.2004.10.003](https://doi.org/10.1016/j.energy.2004.10.003).
- [CT18a] B. Chopard et M. Tomassini. *Métaheuristiques : Une introduction aux métaheuristiques pour l'optimisation*. Presses Universitaires de Perpignan, 2018.
- [CT18b] B. Chopard et M. Tomassini. *Métaheuristiques : une introduction aux métaheuristiques pour l'optimisation*. 2018.

- [Dad+20] H. Dadkhahi et al. « Combinatorial Black-Box Optimization with Expert Advice ». *Proceedings of the 26th ACM SIGKDD International Conference on Knowledge Discovery & Data Mining*. KDD '20. Association for Computing Machinery, 2020, p. 1918-1927. doi : [10.1145/3394486.3403243](https://doi.org/10.1145/3394486.3403243).
- [Dad+22] H. Dadkhahi, J. Rios, K. Shanmugam et P. Das. « Fourier Representations for Black-Box Optimization over Categorical Variables ». *Proceedings of the AAAI Conference on Artificial Intelligence* 36.9 (2022), p. 10156-10165. doi : [10.1609/aaai.v36i9.21255](https://doi.org/10.1609/aaai.v36i9.21255).
- [DCA15] S. De León Aldaco, H. Calleja et J. Aguayo. « Metaheuristic Optimization Methods Applied to Power Converters : A Review ». *IEEE Transactions on Power Electronics* (2015). doi : [10.1109/TPEL.2015.2397311](https://doi.org/10.1109/TPEL.2015.2397311).
- [DD98] I. Das et J. E. Dennis. « Normal-Boundary Intersection : A New Method for Generating the Pareto Surface in Nonlinear Multicriteria Optimization Problems ». *SIAM Journal on Optimization* 8.3 (1998), p. 631-657. doi : [10.1137/S1052623496307510](https://doi.org/10.1137/S1052623496307510).
- [Deb+02] K. Deb, A. Pratap, S. Agarwal et T. Meyarivan. « A fast and elitist multiobjective genetic algorithm : NSGA-II ». *IEEE Transactions on Evolutionary Computation* 6.2 (2002), p. 182-197. doi : [10.1109/4235.996017](https://doi.org/10.1109/4235.996017).
- [Der+14] B. Derbel, D. Brockhoff, A. Liefooghe et S. Verel. « On the Impact of Multiobjective Scalarizing Functions ». *Parallel Problem Solving from Nature - PPSN XIII*. Springer International Publishing, 2014, p. 548-558. doi : [10.1007/978-3-319-10762-2_54](https://doi.org/10.1007/978-3-319-10762-2_54).
- [Der+23] B. Derbel, G. Pruvost, A. Liefooghe, S. Verel et Q. Zhang. « Walsh-based surrogate-assisted multi-objective combinatorial optimization : A fine-grained analysis for pseudo-boolean functions ». *Applied Soft Computing* 136 (2023), p. 110061. doi : [10.1016/j.asoc.2023.110061](https://doi.org/10.1016/j.asoc.2023.110061).
- [Der80] V. Derr. « Attenuation of solar energy by high, thin clouds ». *Atmospheric Environment* (1967) 14.6 (1980), p. 719-729. doi : [10.1016/0004-6981\(80\)90056-6](https://doi.org/10.1016/0004-6981(80)90056-6).
- [DGW79] M. Delor, A. Gautier et Y. Wilmart. « Génie Nucléaire ». *Techniques de l'Ingénieur* (1979). doi : [10.51257/a-v1-b3110](https://doi.org/10.51257/a-v1-b3110).
- [DH76] J. Duderstadt et L. Hamilton. *Nuclear Reactor Analysis*. Wiley, 1976. url : https://deepblue.lib.umich.edu/bitstream/handle/2027.42/89079/1976_Nuclear_Reactor_Analysis.pdf.
- [DHL67] H. W. Davison, C. A. Heath et W. Lowen. « Control of a nuclear reactor with a gaseous control system ». 19670024116 (1967). url : <https://ntrs.nasa.gov/citations/19670024116>.
- [DHM84] R. Dzwonczyk, M. B. Howie et J. S. McDonald. « A Comparison Between Walsh and Fourier Analysis of the Electroencephalogram for Tracking the Effects of Anesthesia ». *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* BME-31.8 (1984), p. 551-556. doi : [10.1109/TBME.1984.325424](https://doi.org/10.1109/TBME.1984.325424).
- [Dro+19] V. Drouet, J.-M. Do, S. Verel et J.-C. Le Pallec. « Design of a simulator oriented PWR model and optimization of load-follow operations ». 000041. 2019.
- [Dro20] V. 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 ». Thèse de doct. Université Paris-Saclay, 2020. url : <https://theses.hal.science/tel-03186048>.
- [Dru97] H. Drucker. « Improving Regressors Using Boosting Techniques ». *Proceedings of the 14th International Conference on Machine Learning* (août 1997).
- [DS06] A. Durmayaz et O. S. Sogut. « Influence of cooling water temperature on the efficiency of a pressurized-water reactor nuclear-power plant ». *International Journal of Energy Research* 30.10 (2006), p. 799-810. doi : [10.1002/er.1186](https://doi.org/10.1002/er.1186).
- [DUC03] J. DUCO. « Accidents nucléaires Tchernobyl (URSS) ». *Techniques de l'Ingénieur* a-v1-bn3884 (2003). doi : [10.51257/a-v1-bn3884](https://doi.org/10.51257/a-v1-bn3884).
- [Dur+00] C. Duriez, J.-P. Alessandri, T. Gervais et Y. Philipponneau. « Thermal conductivity of hypostoichiometric low Pu content (U,Pu)O₂-x mixed oxide ». *Journal of Nuclear Materials* 277.2 (2000), p. 143-158. doi : [10.1016/S0022-3115\(99\)00205-6](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(99)00205-6).

- [Dut+06] A. Dutta, I. Thangamani, G. Chakraborty et A. K. Ghosh. *Simulation model of a nuclear power plant turbine*. Rapp. tech. BARC/2006/E/006. Reactor Safety Division of Bhabha Atomic Research Center (BARC), 2006. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/37/081/37081598.pdf.
- [DVD20] V. Drouet, S. Verel et J.-M. Do. « Surrogate-Assisted Asynchronous Multiobjective Algorithm for Nuclear Power Plant Operations ». *Proceedings of the 2020 Genetic and Evolutionary Computation Conference*. GECCO '20. Cancún, Mexico : Association for Computing Machinery, 2020, p. 1073-1081. doi : [10.1145/3377930.3390206](https://doi.org/10.1145/3377930.3390206).
- [DY19] N. Darmawan et T. Yuwono. « Effect of Increasing Sea Water Temperature on Performance of Steam Turbine of Muara Tawar Power Plant ». *IPTEK The Journal for Technology and Science* (2019). url : <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:203122928>.
- [EB19] B. El Hefni et D. Bouskela. *Modeling and Simulation of Thermal Power Plants with ThermoSysPro : A Theoretical Introduction and a Practical Guide*. Springer, 2019. doi : [10.1007/978-3-030-05105-1](https://doi.org/10.1007/978-3-030-05105-1).
- [EBG12] B. El Hefni, D. Bouskela et G. Gentilini. « Dynamic modelling of a Condenser/Water Heater with the ThermoSysPro Library ». 2012, p. 745-758. doi : [10.3384/ecp12076745](https://doi.org/10.3384/ecp12076745).
- [ED18] M. T. M. Emmerich et A. H. Deutz. « A tutorial on multiobjective optimization : fundamentals and evolutionary methods ». *Natural Computing* 17 (2018), p. 585-609. doi : [10.1007/s11047-018-9685-y](https://doi.org/10.1007/s11047-018-9685-y).
- [ES03] A. E. Eiben et J. E. Smith. *Introduction to evolutionary computing*. Natural computing series. Springer, 2003.
- [Feu22] S. Feutry. « La flexibilité du parc nucléaire français ». *Journée thématique de la Société Française de Physique*. 2022.
- [FM93] S. Forrest et M. Mitchell. « What makes a problem hard for a genetic algorithm? Some anomalous results and their explanation ». *Machine Learning* 13 (1993), p. 285-319. doi : [10.1007/BF00993046](https://doi.org/10.1007/BF00993046).
- [Fou22] J. Fourier. *Théorie Analytique de la Chaleur*. Jacques Gabay, 1822.
- [FT67] S. Fuster et A. Tarabella. « Cartes de flux par détecteurs de neutrons semi-conducteurs lors du démarrage du réacteur EL-4 ». *Centre d'études nucléaires de Saclay, Direction des Piles Atomiques, Département des études de piles, Service des expériences neutroniques CEA-N 814* (1967). url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/35/044/35044169.pdf.
- [Gañ+05] J. Gañán, A. Rahman Al-Kassir, J. González, M. A. et M. Diaz. « Influence of the cooling circulation water on the efficiency of a thermonuclear plant ». *Applied Thermal Engineering* 25.4 (2005), p. 485-494. doi : [10.1016/j.applthermaleng.2004.07.001](https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2004.07.001).
- [Gas+22] B. Gasse, J.-M. Do, C. Diop, S. Verel et H. Grard. « Coupling of the secondary loop and the cooling circuit in a PWR involved in load follow operations ». 2022, p. 3304-3313. doi : [10.13182/PHYSOR22-37564](https://doi.org/10.13182/PHYSOR22-37564).
- [Gas95] L. Gasse. « Contribution à l'étude de l'électropolissage. Application au traitement de surface d'alliages métalliques utilisés dans les centrales nucléaires : INCONEL 600-308L et 316L ». Thèse de doct. Conservatoire National des Arts et Métiers, 1995.
- [Gib78] J. W. Gibbs. « On the equilibrium of heterogeneous substances ». *American Journal of Science and Arts* 3 (1878), p. 441-458.
- [Gla58] K. A. Gladkov. *L'énergie de l'atome*. Éditions en langues étrangères (Moscou), 1958.
- [Gol89a] D. E. Goldberg. « Genetic Algorithms and Walsh Functions : Part I, A Gentle Introduction ». *Complex Syst.* 3 (1989). url : <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:19303284>.
- [Gol89b] D. E. Goldberg. *Genetic Algorithms in Search, Optimization and Machine Learning*. Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc., 1989.
- [Gon+22] H. Gong, S. Cheng, Z. Chen et Q. Li. « Data-Enabled Physics-Informed Machine Learning for Reduced-Order Modeling Digital Twin : Application to Nuclear Reactor Physics ». *Nuclear Science and Engineering* 196.6 (2022), p. 668-693. doi : [10.1080/00295639.2021.2014752](https://doi.org/10.1080/00295639.2021.2014752).

- [GON18] B. Girault, A. Ortega et S. S. Narayanan. « Irregularity-Aware Graph Fourier Transforms ». *Transactions on Signal Processing* 66.21 (2018), p. 5746-5761. doi : [10.1109/TSP.2018.2870386](https://doi.org/10.1109/TSP.2018.2870386).
- [GPZ19] M. Gong, M. Peng et H. Zhu. « Research of parameter distributing simulation and modeling for the condenser in nuclear power plant ». *Annals of Nuclear Energy* 133 (2019), p. 313-326. doi : [10.1016/j.anucene.2019.05.030](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2019.05.030).
- [Gra] Grand Équipement National de Calcul Intensif. Campagne A0131013043. url : <http://www.genci.fr/>.
- [Gra14] H. Grard. *Physique, fonctionnement et sûreté des REP : Le réacteur en production*. EDP Sciences, 2014. doi : <https://doi.org/10.1051/978-2-7598-1700-9>.
- [Gro14a] A. Grossetête. « ATMEA1& EPR mode T Core Control Innovative Features for High Operating Flexibility ». *Transactions of the American Nuclear Society* 111.1 (2014), p. 1095-1098.
- [Gro14b] Groupement de Scientifiques pour l'Information sur l'Énergie Nucléaire. *À propos des gaines de combustible et de leur tenue*. 2014.
- [GTS22] Z. Ghaemi, T. T. Tran et A. D. Smith. « Comparing classical and metaheuristic methods to optimize multi-objective operation planning of district energy systems considering uncertainties ». *Applied Energy* 321 (2022), p. 119400. doi : [10.1016/j.apenergy.2022.119400](https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2022.119400).
- [Gu+21] Q. Gu, Q. Wang, X. Li et X. Li. « A surrogate-assisted multi-objective particle swarm optimization of expensive constrained combinatorial optimization problems ». *Knowledge-Based Systems* 223 (2021), p. 107049. doi : [10.1016/j.knosys.2021.107049](https://doi.org/10.1016/j.knosys.2021.107049).
- [Héb09] A. Hébert. *Applied Reactor Physics*. Presses internationales Polytechnique, 2009.
- [HH19] H. Hong et W. Hua. « A Multi-source Coordinated Model Considering Nuclear Power Participation in Peak Load Regulation ». *2019 IEEE 3rd International Conference on Green Energy and Applications (ICGEA)*. 2019, p. 95-99. doi : [10.1109/ICGEA.2019.8880763](https://doi.org/10.1109/ICGEA.2019.8880763).
- [Hol92] J. H. Holland. *Adaptation in Natural and Artificial Systems*. The MIT Press, 1992.
- [Hos+20] S. A. Hosseini, A. S. Shirani, M. Lotfi et M. B. Menhaj. « Design and application of supervisory control based on neural network PID controllers for pressurizer system ». *Progress in Nuclear Energy* 130 (2020), p. 103570. doi : [10.1016/j.pnucene.2020.103570](https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2020.103570).
- [Hou10] S. M. W. Hounkonnou. « Modélisation et optimisation des systèmes énergétiques à l'aide d'algorithmes évolutifs ». Mém. de mast. École Polytechnique de Montréal, 2010.
- [HS39] O. Hahn et F. Strassmann. « Über den Nachweis und das Verhalten der bei der Bestrahlung des Urans mittels Neutronen entstehenden Erdalkalimetalle ». *Naturwissenschaften* 27.1 (1939). doi : [10.1007/BF01488241](https://doi.org/10.1007/BF01488241).
- [HTD05] D. Haubensack, C. Thévenot et P. Dumaz. « The COPERNIC/CYCLOP computer tool : pre-conceptual design of generation 4 nuclear systems » (2005).
- [HTW15] T. Hastie, R. Tibshirani et M. Wainwright. *Statistical Learning with Sparsity : The Lasso and Generalizations*. Chapman & Hall/CRC, 2015.
- [HZA07] I. S. Hussaini, S. M. Zubair et M. Antar. « Area allocation in multi-zone feedwater heaters ». *Energy Conversion and Management* 48.2 (2007), p. 568-575. doi : [10.1016/j.enconman.2006.06.003](https://doi.org/10.1016/j.enconman.2006.06.003).
- [IAN13] H. Ishibuchi, N. Akedo et Y. Nojima. « A Study on the Specification of a Scalarizing Function in MOEA/D for Many-Objective Knapsack Problems ». *Revised Selected Papers of the 7th International Conference on Learning and Intelligent Optimization - Volume 7997*. Catania, Italy : Springer-Verlag, 2013, p. 231-246. doi : [10.1007/978-3-642-44973-4_24](https://doi.org/10.1007/978-3-642-44973-4_24).
- [IMN16] H. Ishibuchi, H. Masuda et Y. Nojima. « Sensitivity of performance evaluation results by inverted generational distance to reference points ». *IEEE Congress on Evolutionary Computation (CEC)* (2016), p. 1107-1114.
- [Inc+07] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman et A. S. Lavine. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. T. 6th. John Wiley et Sons, 2007.

- [Ins10] Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire. *Sources de production et gestion du tritium produit par les installations nucléaires*. DSU n°217. 2010. url : https://www.irsn.fr/sites/default/files/documents/expertise/rapports_expertise/IRSN_DSU-217_Tritium-sources-production.pdf.
- [IR13] T. K. Ibrahim et M. M. Rahman. « Effects of Isentropic Efficiency and Enhancing Strategies on Gas Turbine Performance ». *Journal of Mechanical Engineering and Sciences* 4 (2013), p. 383-396. doi : [10.15282/jmes.4.2013.3.0036](https://doi.org/10.15282/jmes.4.2013.3.0036).
- [Jen+18] J. Jenkins et al. « The benefits of nuclear flexibility in power system operations with renewable energy ». *Applied Energy* 222 (2018), p. 872-884. doi : [10.1016/j.apenergy.2018.03.002](https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2018.03.002).
- [Jia+13] L. Jiao, H. Wang, R. Shang et F. Liu. « A co-evolutionary multi-objective optimization algorithm based on direction vectors ». *Information Sciences* 228 (2013), p. 90-112. doi : [10.1016/j.ins.2012.12.013](https://doi.org/10.1016/j.ins.2012.12.013).
- [JS07] R. S. Jean Ragusa et S. Santandrea. « Application of Duality Principles to Reflector Homogenization ». *Nuclear Science and Engineering* 157.3 (2007), p. 299-315. doi : [10.13182/NSE07-A2729](https://doi.org/10.13182/NSE07-A2729).
- [JSD01] D. Jankovic, R. Stankovic et R. Drechsler. « Decision diagram method for calculation of pruned Walsh transform ». *IEEE Transactions on Computers* 50.2 (2001), p. 147-157. doi : [10.1109/12.908990](https://doi.org/10.1109/12.908990).
- [Ker01] D. Kerdraon. « Optimisation par simulation du couplage entre un réacteur sous-critique et sa source de spallation : application à un démonstrateur ». Thèse de doct. Institut des Sciences Nucléaires de Grenoble, 2001.
- [Ker08] N. Kerkar. *Exploitation des cœurs REP*. EDP Sciences, 2008. doi : [10.1051/978-2-7598-0327-9](https://doi.org/10.1051/978-2-7598-0327-9).
- [KG17] A. S. Karakurt et Ü. Güneş. « Performance analysis of a steam turbine power plant at part load conditions ». *Journal of Thermal Engineering* 3.2 (2017), p. 1121-1128. doi : [10.18186/thermal.298611](https://doi.org/10.18186/thermal.298611).
- [KJ15] K.-O. Kim et D. Jo. « Analysis of Doppler coefficients for typical PWR UO₂ and MTR U₃Si₂-Al fuels using ENDF/B-VI and VII ». *Annals of Nuclear Energy* 85 (2015). doi : [10.1016/j.anucene.2015.07.021](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2015.07.021).
- [KJ96] W. J. M. de Kruijf et A. J. Janssen. « The effective fuel temperature to be used for calculating resonance absorption in a 238UO₂ lump with a nonuniform temperature profile ». *Nuclear Science and Engineering* 123.1 (1996), p. 121-135. doi : [10.13182/NSE94-108](https://doi.org/10.13182/NSE94-108).
- [Kri+21] B. Krietemeyer, J. Dedrick, E. Sabaghian et T. Rakha. « Managing the duck curve : Energy culture and participation in local energy management programs in the United States ». *Energy Research & Social Science* 79 (2021), p. 102055. doi : [10.1016/j.erss.2021.102055](https://doi.org/10.1016/j.erss.2021.102055).
- [Kri14] G. Krivtchik. « Analysis of uncertainty propagation in nuclear fuel cycle scenarios ». Thèse de doct. Université de Grenoble, 2014. url : <http://www.theses.fr/2014GRENI050/document>.
- [Lah+14] S. Lahaye, P. Bellier, H. Mao, A. Tsilanizara et Y. Kawamoto. « First verification and validation steps of MENDEL Release 1.0 cycle code system ». Sept. 2014.
- [Lak+10] M. Laković, M. Stojiljković, S. Laković, V. Stefanović et D. Mitrović. « Impact of the cold end operating conditions on energy efficiency of the steam power plants ». *Thermal Science* 14 (2010), p. 53-66. doi : [10.2298/TSCI100415066L](https://doi.org/10.2298/TSCI100415066L).
- [Lam+16] V. Lamirand et al. « Future experimental programmes in the CROCUS reactor ». 2016. doi : [10.13140/RG.2.1.2309.6728](https://doi.org/10.13140/RG.2.1.2309.6728).
- [Lav+21] Y. Lavinas, A. M. Teru, Y. Kobayashi et C. de Castro Aranha. « MOEA/D with adaptive number of weight vectors » (2021), p. 85-96. doi : [10.1007/978-3-030-90425-8_7](https://doi.org/10.1007/978-3-030-90425-8_7).
- [Lem18] L. Lemazurier. « Conception d'un système avancé de réacteur PWR flexible par les apports conjoints de l'ingénierie système et de l'automatique ». Thèse de doct. École nationale supérieure Mines-Télécom Atlantique Bretagne - Pays de la Loire (IMT Atlantique), 2018.

- [Lep+19] F. Leprêtre, S. Verel, C. Fonlupt et V. Marion. « Walsh Functions as Surrogate Model for Pseudo-Boolean Optimization Problems ». GECCO '19. Prague, Czech Republic : Association for Computing Machinery, 2019, p. 303-311. doi : [10.1145/3321707.3321800](https://doi.org/10.1145/3321707.3321800).
- [Lév90] W. Lévy. « Condenseurs par surface dans les centrales thermiques ». *Techniques de l'Ingénieur* (1990). doi : [10.51257/a-v1-b1540](https://doi.org/10.51257/a-v1-b1540).
- [LGC10] H.-L. Liu, F.-q. Gu et Y.-m. Cheung. « T-MOEA/D : MOEA/D with Objective Transform in Multi-objective Problems ». *2010 International Conference of Information Science and Management Engineering*. T. 2. 2010, p. 282-285. doi : [10.1109/ISME.2010.274](https://doi.org/10.1109/ISME.2010.274).
- [Li+17] H. Li, X. Fu, X. F. Yin, G. Pedrielli et L. H. Lee. « Optimal design of master-worker architecture for parallelized simulation optimization ». *2017 Winter Simulation Conference (WSC)*. 2017, p. 2183-2193. doi : [10.1109/WSC.2017.8247950](https://doi.org/10.1109/WSC.2017.8247950).
- [Li+18] Y. Li, X. Zhang, Y. Liu, H. Liu et Z. Yue. « Multi-power Combined Optimal Dispatch Operation Model Based on Wind-Nuclear Coordination ». *IOP Conference Series : Earth and Environmental Science* 170.4 (2018). doi : [10.1088/1755-1315/170/4/042159](https://doi.org/10.1088/1755-1315/170/4/042159).
- [Li+19] S. Li, Z. Zhang, Q. Zhang, C. Hao et Q. Zhao. « Analysis of Categorical Subgroup Method for Resonance Self-Shielding Treatment ». *Frontiers in Energy Research* 7 (2019). doi : [10.3389/fenrg.2019.00048](https://doi.org/10.3389/fenrg.2019.00048).
- [LK18] Z. Liu et I. Karimi. « Simulation and optimization of a combined cycle gas turbine power plant for part-load operation ». *Chemical Engineering Research and Design* 131 (2018). Energy Systems Engineering, p. 29-40. doi : [10.1016/j.cherd.2017.12.009](https://doi.org/10.1016/j.cherd.2017.12.009).
- [LMH96] P. Lucuta, H. Matzke et I. Hastings. « A pragmatic approach to modelling thermal conductivity of irradiated UO₂ fuel : Review and recommendations ». *Journal of Nuclear Materials* 232.2 (1996), p. 166-180. doi : [10.1016/S0022-3115\(96\)00404-7](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(96)00404-7).
- [LPS10] M. López-Ibáñez, L. Paquete et T. Stützle. « Exploratory Analysis of Stochastic Local Search Algorithms in Biobjective Optimization ». *Experimental Methods for the Analysis of Optimization Algorithms*. Sous la dir. de T. Bartz-Beielstein, M. Chiarandini, L. Paquete et M. Preuss. Springer, Berlin, Germany, 2010, p. 209-222. doi : [10.1007/978-3-642-02538-9_9](https://doi.org/10.1007/978-3-642-02538-9_9).
- [LRZ21] R. Luo, S. T. Revankar et F. Zhao. « Comparative Safety Analysis of Accelerator Driven Subcritical Systems and Critical Nuclear Energy Systems ». *Applied Sciences* 11.17 (2021). doi : [10.3390/app11178179](https://doi.org/10.3390/app11178179).
- [Mar19] S. Marguet. *La technologie des réacteurs à eau pressurisée*. EDP sciences, 2019.
- [Mat23] L. Matteo. *Compte rendu du séminaire technique Rankine*. Rapp. tech. CEA/DES/IRENE/DER/SESI/LCOS DO08. Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives, 2023.
- [Maz+22a] A.-L. Mazauric et al. « Approach for the adaptations of a nuclear reactor model towards more flexibility in a context of high insertion of renewable energies ». *EPJ Nuclear Sciences & Technologies* 8 (2022), p. 15. doi : [10.1051/epjn/2022005](https://doi.org/10.1051/epjn/2022005).
- [Maz+22b] A.-L. Mazauric et al. « Simplified approach to determine the requirements of a "flexible nuclear reactor" in power system with high insertion of variable renewable energy sources ». *EPJ Nuclear Sciences & Technologies* 8 (2022), p. 5. doi : [10.1051/epjn/2021026](https://doi.org/10.1051/epjn/2021026).
- [Maz21] A.-L. Mazauric. « Démarche innovante de conception de réacteurs nucléaires flexibles capables d'accommoder les forts taux de productions d'électricité variables ». Thèse de doct. Université Grenoble Alpes, 2021.
- [Men13] S. Mengelle. *APROC - manuel de référence de la version 2.8-4*. NT/13-5575/A. 2013.
- [MF39] L. Meitner et O. Frisch. « Products of the Fission of the Uranium Nucleus ». *Nature* 143.3620 (1939). doi : [10.1038/143471a0](https://doi.org/10.1038/143471a0).
- [Mie99] K. Miettinen. *Nonlinear multiobjective optimization*. Kluwer, 1999.
- [Min20] Ministère de la transition écologique et solidaire. *Synthèse de la Stratégie Nationale Bas-Carbone*. 2020.
- [Min23] Ministère de la Transition Énergétique. *Chiffres clés de l'énergie*. 2023.

- [Mou19] S. M. H. Mousakazemi. « Control of a PWR nuclear reactor core power using scheduled PID controller with GA, based on two-point kinetics model and adaptive disturbance rejection system ». *Annals of Nuclear Energy* 129 (2019), p. 487-502. doi : [10.1016/j.anucene.2019.02.019](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2019.02.019).
- [Mun17] 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 doct. Université Paris Saclay (COMUE), 2017. url : <https://theses.hal.science/tel-01678043>.
- [Nab98] D. Naberejnev. « Étude de l'influence des liaisons chimiques sur l'absorption et la diffusion des neutrons aux énergies des résonances ». Thèse de doct. Université d'Aix Marseille I, 1998. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/31/014/31014336.pdf.
- [Nor22] F. Nordmann. communications privées. 2022.
- [NS68] J. Noailly et H. Scheurer. « Mécanismes de contrôle de la réactivité d'un réacteur ORGEL de 250 MWe ». *Projet ORGEL, Communauté Européenne de l'Énergie Atomique (EURATOM) EUR-4042-f* (1968). url : http://aei.pitt.edu/91946/1/4042_f.pdf.
- [OBr93] J. O'Brien. *Fundamentals Handbook, Nuclear Physics and Reactor Theory, Volume 2 of 2*. DOE-HDBK-1019/2-93. US Department of Energy, 1993.
- [Oh+19] C. Oh, J. Tomczak, E. Gavves et M. Welling. « Combinatorial Bayesian Optimization using the Graph Cartesian Product ». *Advances in Neural Information Processing Systems*. T. 32. 2019. doi : [10.48550/arXiv.1902.00448](https://doi.org/10.48550/arXiv.1902.00448).
- [OT03] M. Ohta et A. Takahashi. « Analysis of Incident Neutron Energy Dependence of Fission Product Yields for ²³⁵U by the Selective Channel Scission Model ». *Japanese Journal of Applied Physics* 42 (2003), p. 645-649. doi : [10.1143/JJAP.42.645](https://doi.org/10.1143/JJAP.42.645).
- [Pai08] F. Pairot. « EPR : high load variation performances with the "Tmode" core control ». 223. 2008. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/40/048/40048131.pdf.
- [Pal32] R. E. Paley. « A Remarkable Series of Orthogonal Functions (I) ». *Proceedings of The London Mathematical Society* (1932), p. 241-264. doi : [10.1112/plms/s2-34.1.241](https://doi.org/10.1112/plms/s2-34.1.241).
- [Pan11] S. Panda. « Multi-objective PID controller tuning for a FACTS-based damping stabilizer using Non-dominated Sorting Genetic Algorithm-II ». *International Journal of Electrical Power & Energy Systems* 33.7 (2011), p. 1296-1308. doi : [10.1016/j.ijepes.2011.06.002](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2011.06.002).
- [Pat19] C. Patricot. « THEDI : a multi-1D two-phase flow solver for neutronic codes ». 2019.
- [Ped+11] F. Pedregosa et al. « Scikit-learn : Machine Learning in Python ». *Journal of Machine Learning Research* 12 (2011), p. 2825-2830.
- [Phi92] Y. Philipponneau. « Thermal conductivity of (U, Pu)O_{2-x} mixed oxide fuel ». *Journal of Nuclear Materials* 188 (1992), p. 194-197. doi : [10.1016/0022-3115\(92\)90470-6](https://doi.org/10.1016/0022-3115(92)90470-6).
- [PLW15] X. Peng, Q. Li et K. Wang. « Development of three methods for control rod position monitoring based on fixed in-core neutron detectors ». *Annals of Nuclear Energy* 79 (2015), p. 78-86. doi : [10.1016/j.anucene.2015.01.022](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2015.01.022).
- [Poi+15] A. Poirel, S. Langlais, C. Duvert et V. Baron. « Evolution in water temperature of the Rhône river over the past 100 years : effects of anthropogenic activities and hydro-climatic changes ». 2015. doi : [10.13140/RG.2.1.2817.8326](https://doi.org/10.13140/RG.2.1.2817.8326).
- [Pon+13] A. Ponçot et al. « Variational assimilation for xenon dynamical forecasts in neutronic using advanced background error covariance matrix modelling ». *Annals of Nuclear Energy* 60 (2013), p. 39-50. doi : [10.1016/j.anucene.2013.04.026](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2013.04.026).
- [Pon+17] R. Ponciroli et al. « Profitability Evaluation of Load-Following Nuclear Units with Physics-Induced Operational Constraints ». *Nuclear Technology* 200.3 (2017), p. 189-207. doi : [10.1080/00295450.2017.1388668](https://doi.org/10.1080/00295450.2017.1388668).
- [Pop+00] S. Popov, J. Carbajo, V. Ivanov et G. Yoder. *Thermophysical properties of MOX and UO₂ fuels including the effects of irradiation*. ORNL/TM-2000/351. 2000.

- [Pou16] A. Pourshaghaghay. « The optimum pressure for working fluid in feed water heaters of steam power plants ». *Energy Equipment and Systems* (2016).
- [Pro11] J.-L. Provost. « MOX use in PWRs EDF operation experience ». *Proceedings of Global Conference, Makuhari* (2011). url : <http://www.aesj.or.jp/~recycle/global2011/slides/P1-IV-3.pdf>.
- [Pru+20] G. Pruvost, B. Derbel, A. Liefoghe, S. Verel et Q. Zhang. « Surrogate-Assisted Multi-Objective Combinatorial Optimization Based on Decomposition and Walsh Basis ». *Proceedings of the 2020 Genetic and Evolutionary Computation Conference*. GECCO '20. Association for Computing Machinery, 2020, p. 542-550. doi : [10.1145/3377930.3390149](https://doi.org/10.1145/3377930.3390149).
- [QA08] S. M. Qasim et S. Abbasi. « Spectral Analysis and Synthesis of Digital Waves Using Walsh Functions and FPGA ». 2008.
- [Qi+14] Y. Qi et al. « MOEA/D with Adaptive Weight Adjustment ». *Evolutionary Computation* 22.2 (2014), p. 231-264. doi : [10.1162/EVCO_a_00109](https://doi.org/10.1162/EVCO_a_00109).
- [Rad22] H. Rademacher. « Einige Sätze über Reihen von allgemeinen Orthogonalfunktionen ». *Mathematische Annalen* 87 (1922), p. 112-138. doi : [10.1007/BF01458040](https://doi.org/10.1007/BF01458040).
- [Ray80] A. Ray. « Dynamic modelling of power plant turbines for controller design ». *Applied Mathematical Modelling* 4.2 (1980), p. 109-112. doi : [10.1016/0307-904X\(80\)90114-6](https://doi.org/10.1016/0307-904X(80)90114-6).
- [Reu03] P. Reuss. *Précis de neutronique*. Collection Génie atomique. EDP Sciences, 2003.
- [Ric99] E. Richebois. « Calculs de coeur REP en transport 3D ». Thèse de doct. Université de Provence Aix-Marseille 1, 1999. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/32/025/32025218.pdf.
- [Rol+16] J.-M. Roldan-Fernandez, M. Burgos-Payan, J.-M. Riquelme-Santos et A.-L. Trigo-Garcia. « The Merit-Order Effect of Energy Efficiency ». *Energy Procedia* 106 (2016), p. 175-184. doi : [10.1016/j.egypro.2016.12.114](https://doi.org/10.1016/j.egypro.2016.12.114).
- [Roz92] D. Rozon. *Introduction à la cinétique des réacteurs nucléaires*. Éditions de l'École Polytechnique de Montréal, 1992.
- [RR04] E. Richebois et E. Royer. *Données d'entrée des codes de calcul de coeur pour la modélisation d'une RTV d'un REP 1300 MWE*. RT/02-003/A. 2004.
- [RRG00] R. P. Roy, M. Ratisner et V. K. Gokhale. « A computational model of a power plant steam condenser ». *Journal of Energy Resources Technology* 123.1 (2000), p. 81-91. doi : [10.1115/1.1348336](https://doi.org/10.1115/1.1348336).
- [RSZ16] R. Rokhmadi, S. Suwoto et Z. Zuhair. « Analysis Of Doppler Reactivity Coefficient On The Typical Pwr-1000 Reactor With Mox Fuel ». *KnE Energy* 1 (2016). doi : [10.18502/ken.v1i1.473](https://doi.org/10.18502/ken.v1i1.473).
- [RTE15] RTE. *Bilan prévisionnel de l'équilibre offre-demande d'électricité en France*. 2015.
- [RTE21] RTE. *Les scénarios de mix production-consommation*. 2021.
- [San10] C. Sandrin. « Modélisation neutronique du réflecteur pour le calcul des coeurs des réacteurs nucléaires à eau pressurisée : application à l'EPR ». Thèse de doct. Université Paris-Sud 11, 2010. url : <http://www.theses.fr/2010PA112065>.
- [SC15] G. Shao et X. Cao. « Safety analysis of increase in heat removal from RCS with inadvertent operation of PRHR at no-load conditions ». *Nuclear Engineering and Technology* 236 (2015). doi : [10.1016/j.net.2015.01.007](https://doi.org/10.1016/j.net.2015.01.007).
- [Sch+16] D. Schneider et al. « APOLLO3[®] CEA/DEN deterministic multi-purpose code for reactor physics analysis ». *PHYSOR 2016 - Unifying Theory and Experiments in the 21st Century*. Sun Valley, United States, 2016.
- [SG13] K. Sörensen et F. Glover. *Metaheuristics*. 2013, p. 960-970. doi : [10.1007/978-1-4419-1153-7_1167](https://doi.org/10.1007/978-1-4419-1153-7_1167).
- [Sia14] P. Siarry. *Métaheuristiques : Recuits simulé, recherche avec tabous, recherche à voisinages variables, méthodes gras, algorithmes évolutionnaires, fourmis artificielles, essais particuliers et autres méthodes d'optimisation*. Eyrolles, 2014.

- [Sim+11] D. Simoncini, S. Verel, P. Collard et M. Clergue. « Centric selection : A way to tune the exploration/exploitation trade-off ». *Proceedings of the 11th Annual Genetic and Evolutionary Computation Conference, GECCO-2009* (juill. 2011). doi : [10.1145/1569901.1570023](https://doi.org/10.1145/1569901.1570023).
- [SL45] A. Stodola et L. Loewenstein. *Steam and Gas Turbines : With a Supplement on The Prospects of the Thermal Prime Mover*. Steam and Gas Turbines 1. P. Smith, 1945.
- [SM16] G. Sheng et Y. Mu. « Chaos Cooperative Particle Swarm Optimization Based Water Level Control for Nuclear Steam Generator ». *MATEC Web of Conferences*. T. 55. EDP Sciences. 2016, p. 04004.
- [SS04] D. Solomatine et D. Shrestha. « AdaBoost.RT : A boosting algorithm for regression problems ». T. 2. Août 2004, 1163-1168 vol.2. doi : [10.1109/IJCNN.2004.1380102](https://doi.org/10.1109/IJCNN.2004.1380102).
- [Sta02] P. F. Stadler. « Fitness landscapes ». *Biological Evolution and Statistical Physics*. Sous la dir. de M. Lässig et A. Valleriani. Springer Berlin Heidelberg, 2002, p. 183-204. doi : [10.1007/3-540-45692-9_10](https://doi.org/10.1007/3-540-45692-9_10).
- [Sto91] D. S. Stoffer. « Walsh-Fourier Analysis and Its Statistical Applications ». *Journal of the American Statistical Association* 86.414 (1991), p. 461-479. doi : [10.2307/2290595](https://doi.org/10.2307/2290595).
- [Sui+19] X. Sui et al. « Research on Combined Optimal Dispatch Model of Nuclear-Thermal-Energy Storage with Nuclear Power Participating in Equivalent Peak Load Regulation ». *2019 IEEE 3rd International Electrical and Energy Conference (CIEEC)*. 2019, p. 384-389. doi : [10.1109/CIEEC47146.2019.CIEEC-2019175](https://doi.org/10.1109/CIEEC47146.2019.CIEEC-2019175).
- [SW73] D. Santry et R. Werner. « Neutron capture cross-section of ^{135}Xe ». *Journal of Nuclear Energy* 27.6 (1973), p. 409-413. doi : [10.1016/0022-3107\(73\)90095-6](https://doi.org/10.1016/0022-3107(73)90095-6).
- [Tal81] M. Tallec. « Simulation numérique de grands systèmes : application à une centrale nucléaire à eau pressurisée ». Thèse de doct. Université Paris-Sud (centre d'Orsay), 1981. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/13/672/13672222.pdf.
- [Tar13] B. Tarride. *Physique, fonctionnement et sûreté des REP : Maîtrise des situations accidentelles du système réacteur*. EDP Sciences, 2013. doi : [10.1051/978-2-7598-1062-8](https://doi.org/10.1051/978-2-7598-1062-8).
- [Tey+10] A. Teyssedou, J. Dipama, W. Hounkonnou et F. Aubé. « Modeling and optimization of a nuclear power plant secondary loop ». *Nuclear Engineering and Design* 240.6 (2010), p. 1403-1416. doi : [10.1016/j.nucengdes.2010.01.019](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.01.019).
- [TIO17] R. Tanabe, H. Ishibuchi et A. Oyama. « Benchmarking Multi- and Many-Objective Evolutionary Algorithms Under Two Optimization Scenarios ». *IEEE Access* 5 (2017), p. 19597-19619. doi : [10.1109/ACCESS.2017.2751071](https://doi.org/10.1109/ACCESS.2017.2751071).
- [TK04] A. Tarrad et H. Kamal. « A Model for Prediction of Surface Condenser Performance in Thermal Power Plants ». *Journal of Engineering and Development* 8 (2004), p. 18-42.
- [Top14] M. Topel. « Steam turbine thermal modeling for improved transient operation ». Thèse de doct. KTH Royal Institute of Technology, 2014. url : <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:765657/FULLTEXT01.pdf>.
- [Tve07] T. Tverberg. *Mixed-oxide (MOX) fuel performance benchmark*. NEA/NSC/DOC(2007)6. Nuclear Energy Agency, 2007. url : <https://www.oecd-nea.org/upload/docs/application/pdf/2020-01/nsc-doc2007-6.pdf>.
- [Vaz05] D. Vazelle. « L'évolution de la politique de gestion des rejets d'effluents du CNPE de Nogent ». 2005. url : <https://sfrp.asso.fr/wp-content/uploads/2021/11/06-Vazelle-1.pdf>.
- [Ver+18] S. Verel, B. Derbel, A. Liefooghe, H. Aguirre et K. Tanaka. « A Surrogate Model Based on Walsh Decomposition for Pseudo-Boolean Functions ». *Parallel Problem Solving from Nature - PPSN XV*. Springer International Publishing, 2018, p. 181-193. doi : [10.1007/978-3-319-99259-4_15](https://doi.org/10.1007/978-3-319-99259-4_15).
- [Ver16] S. Verel. « Apport à l'analyse des paysages de fitness pour l'optimisation mono-objective et multiobjective ». Habilitation à diriger des recherches. Université du Littoral Côte d'Opale, 2016.

- [VR86] R. Verma et P. R. Roy. « Determination of oxygen to metal ratio of U-Pu mixed oxides by x-ray diffraction ». *Bulletin of Materials Science* 8.4 (1986), p. 479-488. doi : [10.1007/BF02744113](https://doi.org/10.1007/BF02744113).
- [VTB23] K. Verduin, S. Thomson et D. van den Berg. « Too Constrained for Genetic Algorithms. Too Hard for Evolutionary Computing. The Traveling Tournament Problem. » 2023. doi : [10.5220/0012192100003595](https://doi.org/10.5220/0012192100003595).
- [Wae09] N. Waeckel. « La gestion des cœurs et les perspectives ». 2009. url : https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/42/026/42026961.pdf.
- [Wal23] J. L. Walsh. « A Closed Set of Normal Orthogonal Functions ». *American Journal of Mathematics* 45 (1923), p. 5-24. doi : [10.2307/2387224](https://doi.org/10.2307/2387224).
- [Wan+17] G. Wang et al. « State-Space Model Predictive Control Method for Core Power Control in Pressurized Water Reactor Nuclear Power Stations ». *Nuclear Engineering and Technology* 49.1 (2017), p. 134-140. doi : [10.1016/j.net.2016.07.008](https://doi.org/10.1016/j.net.2016.07.008).
- [Wan+19] H. Wang, J. Wang, X. Zhen, F. Zeng et X. Tu. « Oriented multi-mutation strategy in a many-objective evolutionary algorithm ». *Information Sciences* 478 (2019), p. 391-407. doi : [10.1016/j.ins.2018.11.042](https://doi.org/10.1016/j.ins.2018.11.042).
- [WK08] W. Wagner et H.-J. Kretzschmar. « IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam (IAPWS-IF97) ». *International Steam Tables*. Springer Berlin Heidelberg, 2008, p. 7-150. url : http://link.springer.com/10.1007/978-3-540-74234-0_3.
- [WZG13] R. Wang, T. Zhang et B. Guo. « An enhanced MOEA/D using uniform directions and a pre-organization procedure ». 2013, p. 2390-2397. doi : [10.1109/CEC.2013.6557855](https://doi.org/10.1109/CEC.2013.6557855).
- [Xu+17] X. Xu, A. Bonkaney, S. Madougou et R. Adamou. « Impacts of Cloud Cover and Dust on the Performance of Photovoltaic Module in Niamey ». *Journal of Renewable Energy* 2017.9107502 (2017). doi : [10.1155/2017/9107502](https://doi.org/10.1155/2017/9107502).
- [YB09] G. Youinou et S. Bays. *A neutronic analysis of TRU recycling in PWRs loaded with MOX-UE fuel (MOX with U-235 enriched U support)*. Rapp. tech. INL/EXT-09-16091, 961912. 2009. url : <http://www.osti.gov/servlets/purl/961912-V5vx4S/>.
- [YK19] S. P. Yadav et H. Kumar. « Hybrid NSGA-II based decision-making in fuzzy multi-objective reliability optimization problem ». *SN Applied Sciences* 1 (2019). doi : [10.1007/s42452-019-1512-2](https://doi.org/10.1007/s42452-019-1512-2).
- [YNC11] K. Yamasaki, K. Z. Nanjo et S. Chiba. « Symmetry and entropy of biological patterns : Discrete Walsh functions for 2D image analysis ». *Biosystems* 103.1 (2011), p. 105-112. doi : [10.1016/j.biosystems.2010.10.010](https://doi.org/10.1016/j.biosystems.2010.10.010).
- [Žer+23] G. Žerovnik et al. « An overview of power reactor kinetics and control in load-following operation modes ». *Frontiers in Energy Research* 11 (2023). doi : [10.3389/fenrg.2023.1111357](https://doi.org/10.3389/fenrg.2023.1111357).
- [Zhe+17] K. Zheng, F.-q. Zhang, T.-t. Deng, J.-f. Zhang et W. Hao. « Analysis on capability of load following for nuclear power plants abroad and its enlightenment ». *IOP Conference Series : Earth and Environmental Science* 52.1 (2017), p. 012012. doi : [10.1088/1742-6596/52/1/012012](https://doi.org/10.1088/1742-6596/52/1/012012).
- [ZL07] Q. Zhang et H. Li. « MOEA/D : A Multiobjective Evolutionary Algorithm Based on Decomposition ». *IEEE Transactions on Evolutionary Computation* 11.6 (2007), p. 712-731. doi : [10.1109/TEVC.2007.892759](https://doi.org/10.1109/TEVC.2007.892759).
- [ZT23] G. Zhou et D. Tan. « Review of nuclear power plant control research : Neural network-based methods ». *Annals of Nuclear Energy* 181 (2023), p. 109513. doi : [10.1016/j.anucene.2022.109513](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2022.109513).
- [Žuk72] A. Žukauskas. « Heat Transfer from Tubes in Crossflow ». Sous la dir. de J. P. Hartnett et T. F. Irvine. T. 8. *Advances in Heat Transfer*. Elsevier, 1972, p. 93-160. doi : [10.1016/S0065-2717\(08\)70038-8](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70038-8).

Annexe A

Données publiques pour l'eau de refroidissement

A.1 Données des débits du Rhône relevés à la station de Ternay

Table A.1 – Débits moyens journaliers du Rhône relevés à la station de Ternay (données CNR [19a]). Le jour est donné avec la valeur de débit entre parenthèses.

Jour 1-5	Jour 6-10	Jour 11-15	Jour 16-20	Jour 21-25	Jour 25-30	Jour 31
Février 2019 - débit en m³/s						
J1 (1060)	J6 (1190)	J11 (1100)	J16 (898)	J21 (812)	J26 (674)	
J2 (1330)	J7 (1070)	J12 (1250)	J17 (713)	J22 (800)	J27 (672)	
J3 (1200)	J8 (1030)	J13 (1210)	J18 (884)	J23 (635)	J28 (650)	
J4 (1410)	J9 (806)	J14 (1220)	J19 (929)	J24 (551)		
J5 (1410)	J10 (799)	J15 (1140)	J20 (910)	J25 (632)		
Mai 2019 - débit en m³/s						
J1 (671)	J6 (616)	J11 (1250)	J16 (758)	J21 (845)	J26 (560)	J31 (545)
J2 (600)	J7 (703)	J12 (1090)	J17 (771)	J22 (766)	J27 (637)	
J3 (642)	J8 (682)	J13 (1020)	J18 (653)	J23 (749)	J28 (682)	
J4 (552)	J9 (973)	J14 (1020)	J19 (561)	J24 (873)	J29 (696)	
J5 (523)	J10 (1190)	J15 (870)	J20 (669)	J25 (706)	J30 (540)	
Juin 2019 - débit en m³/s						
J1 (672)	J6 (537)	J11 (822)	J16 (1300)	J21 (953)	J26 (866)	
J2 (505)	J7 (554)	J12 (1060)	J17 (1250)	J22 (892)	J27 (876)	
J3 (567)	J8 (546)	J13 (1300)	J18 (1170)	J23 (886)	J28 (834)	
J4 (561)	J9 (613)	J14 (1270)	J19 (1090)	J24 (886)	J29 (796)	
J5 (592)	J10 (623)	J15 (1200)	J20 (1060)	J25 (827)	J30 (752)	
Août 2019 - débit en m³/s						
J1 (688)	J6 (595)	J11 (579)	J16 (563)	J21 (859)	J26 (626)	J31 (617)
J2 (513)	J7 (656)	J12 (753)	J17 (493)	J22 (902)	J27 (546)	
J3 (434)	J8 (653)	J13 (638)	J18 (401)	J23 (834)	J28 (514)	
J4 (426)	J9 (658)	J14 (582)	J19 (536)	J24 (800)	J29 (527)	
J5 (418)	J10 (568)	J15 (458)	J20 (720)	J25 (708)	J30 (506)	
Octobre 2019 - débit en m³/s						
J1 (321)	J6 (273)	J11 (598)	J16 (814)	J21 (1360)	J26 (911)	J31 (752)
J2 (300)	J7 (371)	J12 (383)	J17 (785)	J22 (1730)	J27 (592)	
J3 (325)	J8 (452)	J13 (320)	J18 (764)	J23 (1700)	J28 (667)	
J4 (320)	J9 (455)	J14 (407)	J19 (804)	J24 (1610)	J29 (818)	
J5 (285)	J10 (562)	J15 (545)	J20 (1120)	J25 (1260)	J30 (806)	

Remarque : l'HydroPortail partage les mesures de débit à Ternay issues de deux organismes distincts : CNR (le concessionnaire du Rhône pour la production d'électricité) et la DREAL. Au moment de notre

première visite du site, seules les données de CNR étaient rendues publiques : ce sont celles qui sont reproduites dans la table A.1 ci-dessus.

A.2 Volumes d'eau prélevés pour le CNPE de Penly

Table A.2 – Cumul mensuel moyen d'eau prélevée à l'environnement et réservée au refroidissement de la CNPE (données issues de [20b, chapitre II, partie 1]).

Date (tranche)	Cumul (en m ³)
Avril 2020 (Penly 1 + Penly 2)	243280800
Juin 2020 (Penly 2)	123552000
Juillet 2020 (Penly 2)	127670400
Septembre 2020 (Penly 2)	194263200

Annexe B

Schémas et illustrations complémentaires

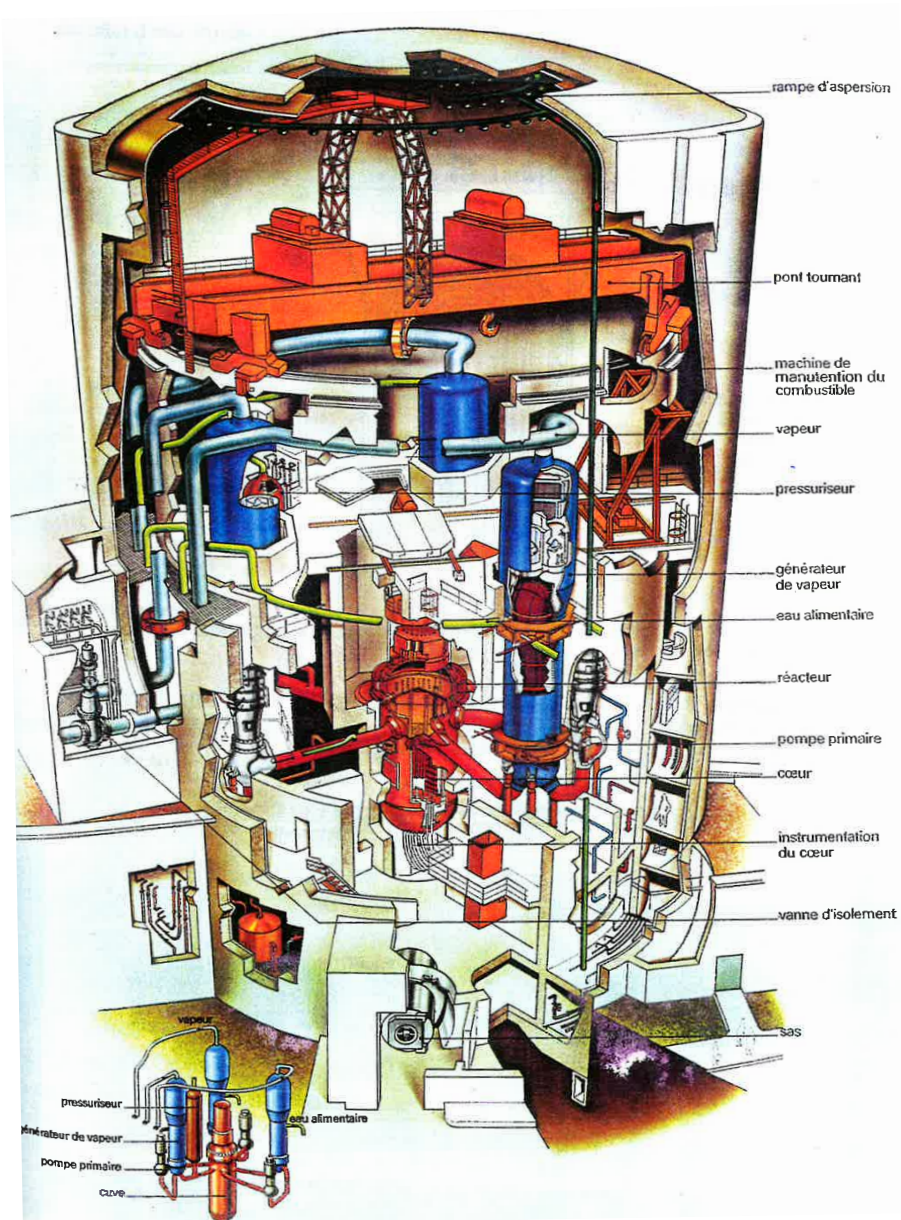


Figure B.1 – Schéma du bâtiment réacteur d'un réacteur du palier CPY. Illustration issue de [Gas95].

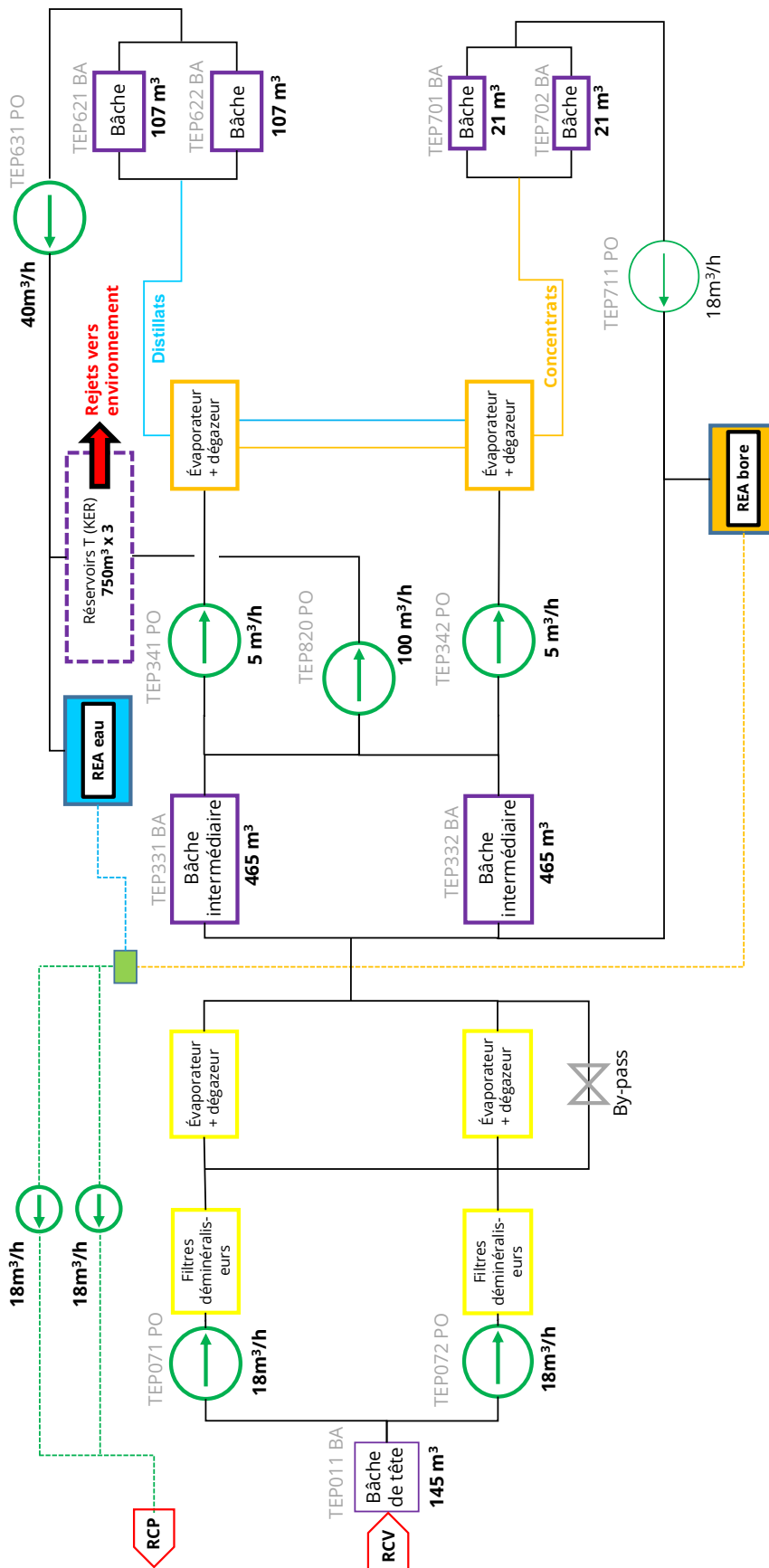


Figure B.2 – Schéma du circuit de traitement des effluents liquides d'un REP P4. Figure adaptée de [Cop+04, Nor22, Aud22].

Annexe C

Recouvrements standards entre groupes du GCP

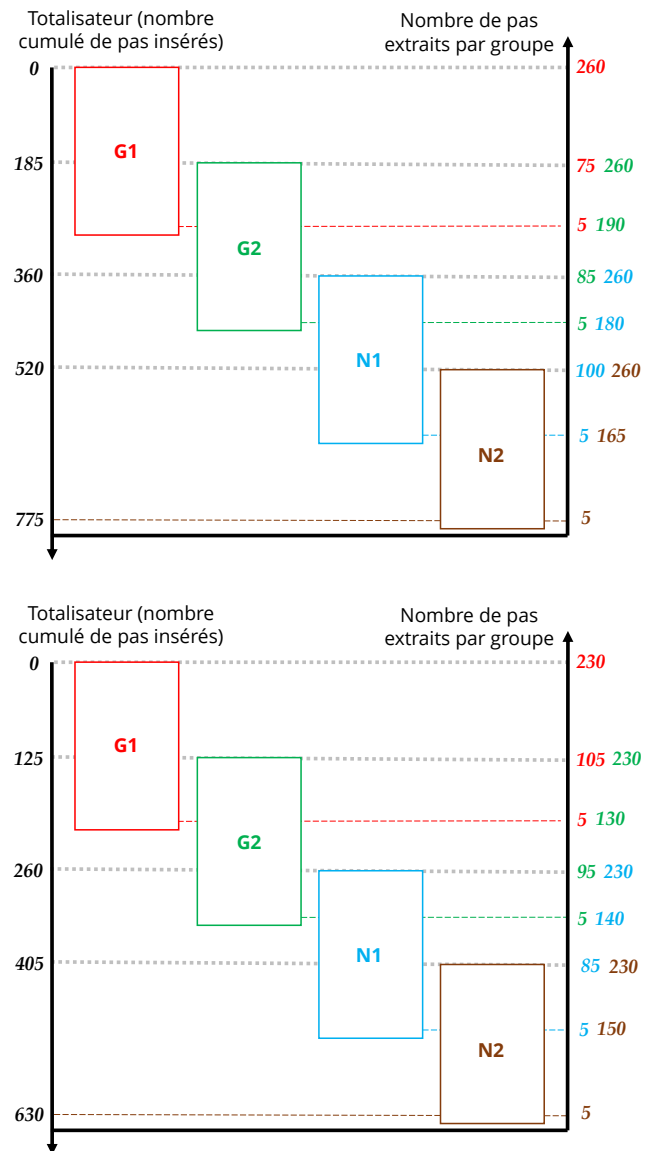


Figure C.1 – Valeurs des recouvrements (écrits sur l'axe du totalisateur) et schéma des ordres d'insertion des barres de contrôle pour le REP 1300 MW (en haut) et pour le REP 900 MW (en bas).

Annexe D

Calcul de la perte d'énergie cinétique du neutron incident dans le cadre d'une réaction de diffusion élastique

Considérons un système composé d'un neutron incident de masse m_{ne} et d'un noyau de A nucléons de masse $m_{no} \approx A \cdot m_{ne}$ dans son état fondamental. Une approche classique pour étudier la diffusion élastique est d'utiliser le formalisme des chocs élastiques entre deux sphères homogènes indéformables. En se plaçant dans le référentiel du centre de masse du système (noté CM), la diffusion élastique entre un neutron incident et un noyau se schématise comme selon la figure D.1. Dans le référentiel du laboratoire, la situation se schématise comme en figure D.2.

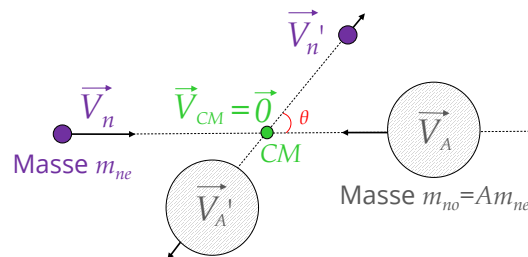


Figure D.1 – Schéma de la réaction de diffusion élastique dans le référentiel du centre de masse du système {neutron + noyau}. La longueur des flèches partant de chaque particule ne tient compte d'aucune échelle et illustre simplement une direction de propagation.

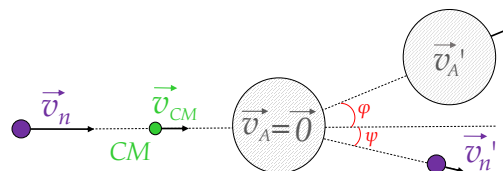


Figure D.2 – Même situation qu'en figure D.1, mais représentée dans le référentiel du laboratoire.

Pour caractériser le phénomène de modération par diffusion élastique, nous cherchons à exprimer la vitesse du neutron après la collision dans le référentiel du laboratoire, \vec{v}'_n , en fonction de sa vitesse avant la collision \vec{v}_n . Pour cela, il faut d'abord, il faut constater que les lois de composition des vitesses tenant compte de l'interaction du neutron avec le noyau sont différentes selon le référentiel choisi par l'observateur. Ainsi, le centre de masse du système est immobile dans le référentiel du CM alors qu'il est en mouvement dans le référentiel du laboratoire, sa vitesse \vec{v}_{CM}

étant calculée en pondérant les vitesses des deux corps en mouvement par leur masse respective :

$$\vec{v}_{CM} = \frac{1}{A+1}\vec{v}_n + \frac{A}{A+1}\vec{v}_A \quad \text{et après la collision} \quad \vec{v}'_{CM} = \frac{1}{A+1}\vec{v}'_n + \frac{A}{A+1}\vec{v}'_A. \quad (\text{D.1})$$

tout en sachant que $\vec{v}_{CM} = \vec{v}'_{CM}$ en raison du principe de conservation de la quantité de mouvement (masses constantes). On déduit facilement de ces équations les vitesses du neutron et du noyau dans le CM, par une application simple de transformations de Galilée :

$$\begin{cases} \vec{V}_n &= \vec{v}_n - \vec{v}_{CM} \\ \vec{V}_A &= \vec{v}_A - \vec{v}_{CM} \end{cases} \quad \text{et après la collision} \quad \begin{cases} \vec{V}'_n &= \vec{v}'_n - \vec{v}_{CM} \\ \vec{V}'_A &= \vec{v}'_A - \vec{v}_{CM} \end{cases}. \quad (\text{D.2})$$

Par ailleurs, le principe de conservation de quantité de mouvement est également respecté dans le CM. En simplifiant tous les termes par m_{ne} , on obtient l'expression :

$$\vec{V}_n + A\vec{V}_A = \vec{V}'_n + A\vec{V}'_A = \vec{0}. \quad (\text{D.3})$$

Le fait que les deux termes de l'équation ci-dessus soient nuls se vérifie aisément en remplaçant \vec{V}_n , \vec{V}_A , \vec{V}'_n et \vec{V}'_A par les expressions (D.2). Finalement, on utilise le principe de composition des vitesses dans l'expression (D.2) pour trouver une expression simplifiée de la vitesse v'_n du neutron après l'interaction dans le référentiel du laboratoire :

$$v_n'^2 = V_n'^2 + v_{CM}^2 + 2v_{CM}V_n' \cos\theta \quad (\text{D.4})$$

où v'_n , v_{CM} et V_n' sont respectivement les normes des vecteurs \vec{v}'_n , \vec{v}_{CM} et \vec{V}'_n . La dernière étape pour trouver l'équation liant v'_n à v_n dans le référentiel du laboratoire consiste à exprimer v_{CM} et V_n' à l'aide de v_n dans l'équation (D.4).

- Concernant v_{CM} , l'équation (D.1) en donne une simplification directe sous réserve de notre hypothèse d'un noyau à l'équilibre thermique donc de vitesse nulle dans le référentiel du laboratoire : $v_{CM} = \frac{1}{A+1}v_n$.
- La simplification de V_n' , elle, nécessite d'invoquer la loi de conservation de l'énergie cinétique des particules au moment de l'interaction dans le CM :

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}m_{ne}V_n^2 + \frac{1}{2}m_{no}V_A^2 &= \frac{1}{2}m_{ne}V_n'^2 + \frac{1}{2}m_{no}V_A'^2 \Leftrightarrow \frac{1}{2}m_{ne}V_n^2 + \frac{1}{2}m_{no}\left(\frac{-1}{A}V_n\right)^2 = \frac{1}{2}m_{ne}V_n'^2 + \frac{1}{2}m_{no}\left(\frac{-1}{A}V_n'\right)^2 \\ &\Leftrightarrow \frac{1}{2}m_{ne}V_n^2 + \frac{1}{2A}m_{ne}(-V_n)^2 = \frac{1}{2}m_{ne}V_n'^2 + \frac{1}{2A}m_{ne}(-V_n')^2 \quad \text{car } m_{no} = Am_{ne} \\ &\Leftrightarrow V_n^2 = V_n'^2 \\ &\Leftrightarrow V_n = V_n' \quad \text{puisque les vitesses sont de signe positif.} \end{aligned} \quad (\text{D.5})$$

Sachant qu'en combinant l'expression de \vec{v}_{CM} et \vec{V}'_n des équations (D.1) et (D.2) nous trouvons que $\vec{V}'_n = \frac{A}{A+1}\vec{v}_n$, on déduit de (D.5) que $V_n' = V_n = \frac{A}{A+1}v_n$.

Finalement, on réécrit l'équation (D.4) en injectant les nouvelles expressions de v_{CM} et V_n' :

$$v_n'^2 = \frac{1 + 2A\cos\theta + A^2}{(A+1)^2}v_n^2 \quad (\text{D.6})$$

puis en dérivant par séparation de variables :

$$v'_n dv'_n = \frac{A}{(A+1)^2}v_n^2 d\cos\theta \Leftrightarrow dE' = \frac{2AE}{(A+1)^2}d\cos\theta \quad (\text{D.7})$$

avec E et E' les notations reprises de la figure 2.3. On peut montrer à partir de cette dernière équation un encadrement de la vitesse du neutron après l'interaction avec le noyau [Héb09, chap. II,

part. 3, §1]. Ainsi :

$$\frac{E'}{E} = \frac{1 + 2A \cos \theta + A^2}{(A + 1)^2}. \quad (\text{D.8})$$